

Elektrotechnik und Maschinenbau

ZEITSCHRIFT DES ÖSTERREICHISCHEN
VERBANDES FÜR ELEKTROTECHNIK
Hauptleiter: H. SEQUENZ UND F. SMOLA, WIEN SPRINGER-VERLAG, WIEN

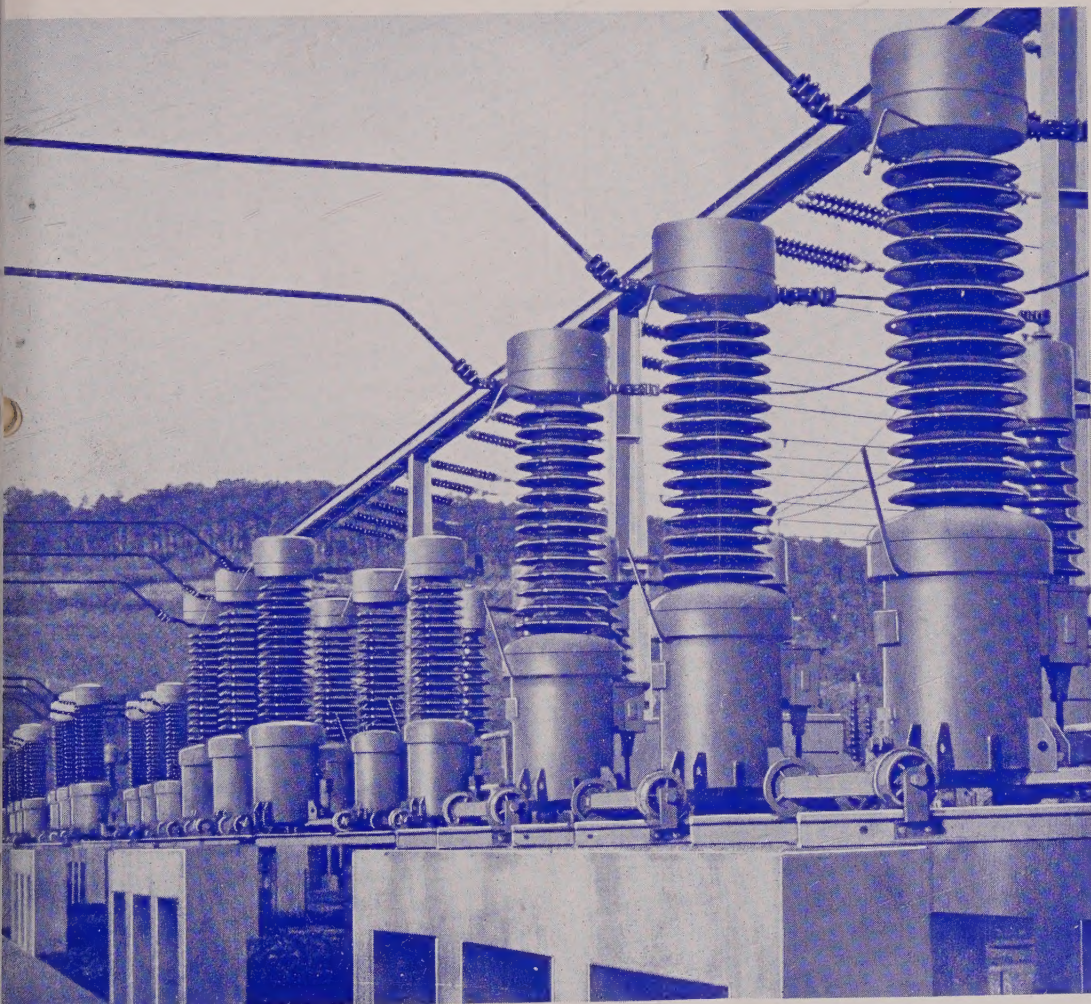
Jahrgang

Wien, 1. Juli 1961

Heft 13, Seite 417—440



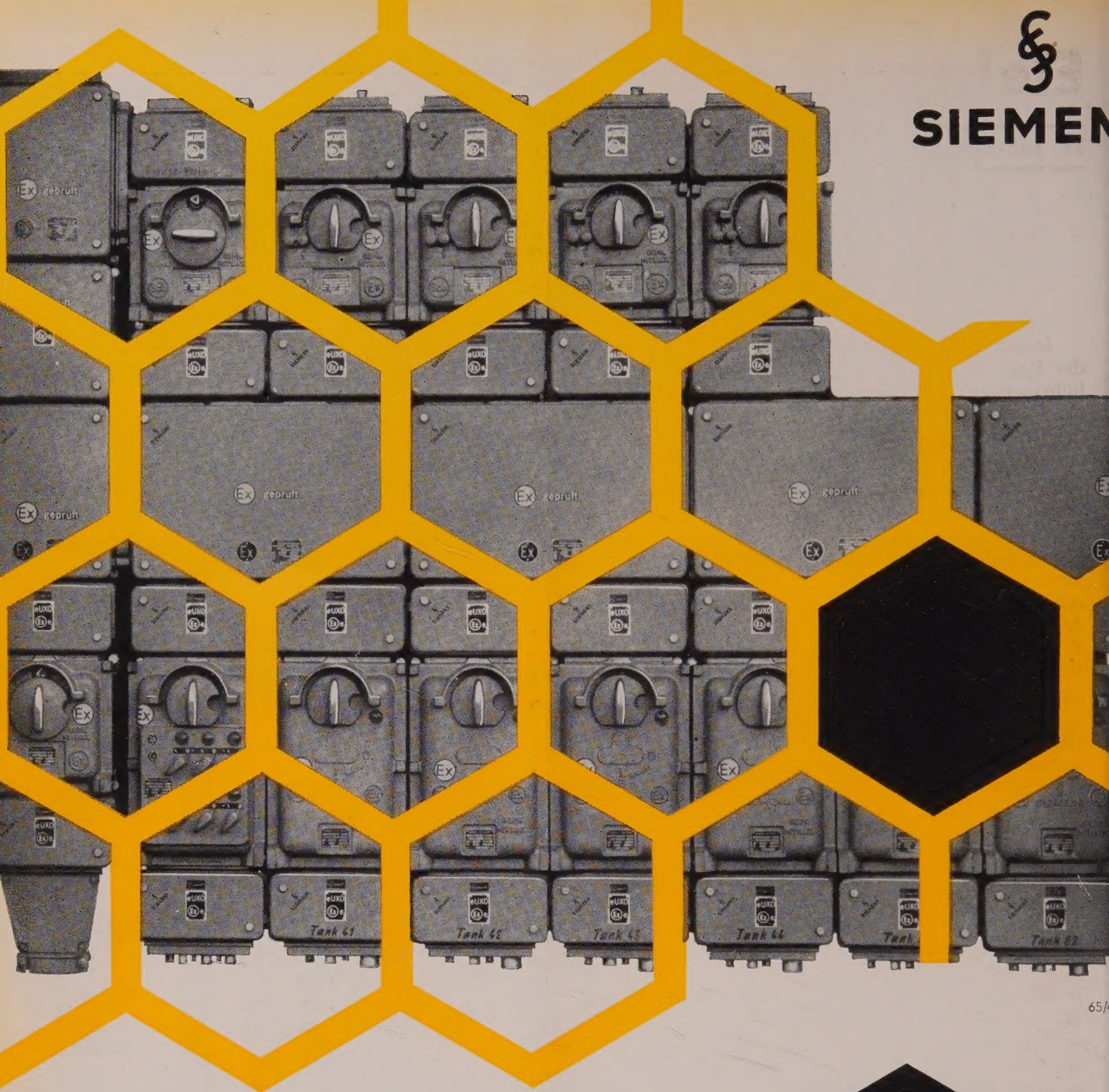
Meßwandler



10 kV-ELIN-Meßwandler mit ölarmen Isolation und vollkommen hermetischem Abschluß, aufgestellt im Umspannwerk Enzesfeld der Wiener Stadtwerke-Elektrizitätswerke.



SIEMENS



Lückenlos und raumsparend

lassen sich unsere explosionsgeschützten Niederspannungs-Verteilungen für Stromstärken bis 600 A (Einspeisung bis 1000 A) aufbauen.

Für gesteuerte Motorabzweige liefern wir die bewährten Luftschütze und Luftschützkombinationen der Baureihe K 915 in druckfester Kapselung.



SIEMENS-SCHUCKERTWERKE AKTIENGESELLSCHAFT

Wirtschaftliche Probleme des Blitzschutzes

Von V. FRITSCH, Wien

DK 621.316.98:699.887.2.003

In letzter Zeit sind mehrere Arbeiten erschienen, die die Frage behandeln, ob nicht eine wesentliche Verbilligung des Blitzschutzes möglich sei¹⁾. Die betreffenden Verfasser treten insbesondere für Einsparungen durch Verminderung der Leitungsquerschnitte ein. Auch auf den letzten internationalen Tagungen wurde diese Frage angeschnitten. Die betreffenden Verfasser behandeln nun dieses Problem vorwiegend vom physikalischen Standpunkt. Beim Blitzschutz sind aber auch noch andere Momente von bestimmendem Einfluß, vor allem jenes der Sicherheit. Inwieweit wirtschaftliche Einsparungen möglich sind, kann heute nicht allgemein, sondern nur von Land zu Land entschieden werden. Eine Entscheidung ist aber nur dann möglich, wenn ihr sorgfältige statistische Erhebungen wirtschaftlicher Natur vorausgegangen sind.

Der Verfasser hat sich in seiner Eigenschaft als Vorsitzender des österreichischen Blitzableiterrausschusses wiederholt mit diesen Fragen beschäftigen müssen. Er versucht hier eine Übersicht über dieses Problem auch vom wirtschaftlichen Standpunkt aus zu geben und benützt dazu die Erhebungen der als sehr sorgfältig anerkannten österreichischen Blitzstatistik.

Da zur Zeit in Österreich die direkten Blitzschäden durchschnittlich ungefähr 20 Millionen Schilling im Jahre betragen, zu denen dann noch schwer erfaßbare indirekte Schäden kommen und für Blitzschutzanlagen 4...5 Millionen Schilling jährlich aufgewendet werden, so scheinen solche Untersuchungen, vom Standpunkt der Volkswirtschaft aus gesehen, sicher gerechtfertigt.

Die Aufgabe einer jeden Blitzschutzanlage ist es, ein Gebäude oder eine Anlage gegen Blitzschäden zu schützen. Der Aufwand, den man für eine solche Blitzschutzanlage daher vertreten kann, ist durch zwei Faktoren bestimmt: In wirtschaftlicher Hinsicht ist er durch die Höhe der Schäden begrenzt, die ohne Blitzableiter wahrscheinlich entstehen würden und die durch diesen vermieden werden. Dazu kommt dann noch ein sozialer Faktor, denn durch den Blitzableiter werden nicht nur Sachwerte, sondern auch die Gesundheit und das Leben der Menschen geschützt. Überdies sind die Rückwirkungen des Schadens auf die gesamte Volkswirtschaft zu beachten.

Den wirtschaftlichen Aufwand, den man für einen Blitzableiter rechtfertigen darf, kann man daher verhältnismäßig leicht berechnen. Wie hoch man den sozialen Faktor einzuschätzen hat, läßt sich nicht allgemein angeben. Ein Gebäude, in dem sich regelmäßig viele Arbeitnehmer aufhalten, oder das dem öffentlichen Verkehr dient, muß natürlich mit Blitzschutzanlagen

ausgestattet werden, während man dem Besitzer eines kleinen Hauses die Entscheidung freistellen kann.

Wir wollen zunächst nur die wirtschaftliche Komponente berücksichtigen. Die jährlichen Kosten für einen Blitzableiter setzen sich aus drei Teilbeträgen zusammen: aus der Amortisation der Anlage, aus den laufenden Instandhaltungskosten und aus den Kosten für die laufende Überprüfung. Die Einsparungen, die durch den Blitzableiter erzielt werden, kann man aus der Statistik berechnen. Diese hat allerdings in den verschiedenen europäischen Ländern auch verschiedene Zuverlässigkeit. Österreich hat nun durch die Tätigkeit der Brandverhütungsstellen eine der besten diesbezüglichen Statistiken in Europa, und daher können die österreichischen Verhältnisse genau analysiert werden. In Österreich kann man beispielsweise damit rechnen, daß von 1 000 Objekten jährlich eines von einem Blitz getroffen wird. Es gibt allerdings Gebiete, in denen diese Wahrscheinlichkeit größer ist. Sie steigt z. B. im Bereiche der Böhmisches Masse auf das Doppelte und Dreifache und in einigen Blitznestern auf das Zehnfache.

Nun verursacht ein Blitzschlag Schäden von sehr verschiedener Höhe. In Österreich erhalten wir beispielsweise für die letzten fünf Jahre (1955 bis 1959) folgende Zahlen:

Zahl der zündenden Blitzschläge	1 089,
Zahl der nicht zündenden Blitzschläge	4 360,
Schäden durch zündende Blitzschläge 82 473 000,— öS,	
Schäden durch nicht zündende Blitzschläge	11 826 000,— öS,
durchschnittliche Zahl der zündenden Blitzschläge pro Jahr	217,8,
durchschnittliche Zahl der nicht zündenden Blitzschläge pro Jahr	872,0,
durchschnittlicher Schaden eines zündenden Blitzes	75 732,— öS,
durchschnittlicher Schaden eines nicht zündenden Blitzes	2 712,— öS,
durchschnittlicher Schaden eines Blitzes überhaupt	17 306,— öS.

Am flachen Land wird der zu erwartende Schaden mehr nach der oberen Grenze von 75 732,— öS, in den größeren Siedlungen, wo rasch die Feuerbekämpfung einsetzt, mehr nach den unteren Grenzen hin tendieren. Der zu erwartende Gesamtschaden ist nämlich stets durch zwei Faktoren bestimmt: durch die Wahrscheinlichkeit, daß ein Schaden entsteht und durch die Wahrscheinlichkeit, daß sich dieser ausbreitet. In großen Siedlungen, wo die Feuerwehr sofort eingreift, wird er daher auch unvergleichlich geringer sein als in abgelegenen Gegenden, wo die Feuerwehr meist so spät eintrifft, daß nicht mehr eine Bekämpfung, sondern nur

¹⁾ Z. B. MÜLLER-HILLEBRAND, D.: E und M, 77. Jg. (1960), H. 15/16, S. 345; desgl. Askledare för Mindre Byggnader (1960), Inst. f. Högsäpänningsforskning, Uppsala.

SZFOR, ST.: Paratonnières bureaux de type léger. Rev. Gen. de l'Electricité, 68. Jg. (1959), S. 263.

mehr eine Lokalisierung des Brandes möglich ist. Der durch einen Blitz angerichtete Schaden betrug z. B. im Jahre 1959 in Wien 3 742,— öS, dagegen in Oberösterreich 26 447,— öS.

Aus den angegebenen Zahlen kann man jährliche Amortisationsquoten von 20...200 Schilling berechnen. Dies würde praktisch bedeuten, daß Blitzableiteranlagen nur in ausgesprochenen Blitznestern sich aus den Schadenverminderungen amortisieren können, die sie bedingen.

Tatsächlich fehlt es in einzelnen Ländern nicht an Stimmen, die den Blitzschutz als unwirtschaftlich bezeichnen. Wenn man aber das Problem vom Standpunkt der gesamten Volkswirtschaft betrachtet, so gelangt man zu einer wesentlich anderen Ansicht.

Jene, die am liebsten überhaupt keine Blitzschutzanlagen bauen wollen, müßten zunächst einmal bedenken, daß, wenn man dem Blitzschutz seine wirtschaftliche Berechtigung abspricht, man diese eigentlich der gesamten Brandschadenverhütung absprechen müßte. Die österreichische Statistik unterscheidet — wenn man die Schäden aus unbekannter Ursache unberücksichtigt läßt — zehn verschiedene Schadenursachen. Lediglich die Brandschäden, die durch Bauschäden, durch Elektrizität und durch sonstige Feuer-, Licht- und Wärmequellen verursacht werden, sind bis zu je 50% höher als jene, die durch Blitzschlag entstehen. Alle anderen, darunter auch jene durch Explosionen, durch feuergefährliche Stoffe und durch Selbstentzündung, liegen wesentlich tiefer. Trotzdem wird niemand eine Aufhebung der strengen Schutzmaßnahmen verlangen, die beispielsweise das Gesetz für die Erzeugung, Verarbeitung und Lagerung von Schieß- und Sprengstoffen vorschreibt. Gerade so unsinnig wäre es, gegen den Blitzschutz Stellung zu nehmen.

Vor allem darf man nicht übersehen, daß durch Blitzschlag beträchtliche volkswirtschaftliche Werte vernichtet werden. Jede gesunde Volkswirtschaft muß sich aber gegen solche Substanzverluste wehren, besonders dann, wenn sie mit den Mitteln der modernen Technik fast völlig vermieden werden können. Es ist nur die Frage zu beantworten, welche Summen man für eine solche Schadenbekämpfung, in unserem Falle also für die Errichtung von Blitzschutzanlagen, noch wirtschaftlich aufwenden kann. Diese Frage aber kann man nur dann richtig beantworten, wenn man die Interessen der gesamten Volkswirtschaft berücksichtigt.

In der folgenden Tabelle ist der Anteil der Blitzschäden an den österreichischen Brandschäden seit dem Jahre 1949 angegeben.

Tabelle I

Jahr	Anteil der Blitzschäden am Gesamtbrandschaden
1949	13,9%
1950	13,5%
1951	15,5%
1952	11,3%
1953	11,3%
1954	11,1%
1955	14,4%
1956	5,9%
1957	9,3%
1958	9,8%
1959	8,1%

Dieser Anteil zeigt gewisse Schwankungen — ein einziger Großschaden kann oft das Bild etwas ändern — im allgemeinen aber eine deutlich fallende Tendenz. Dieser Rückgang ist wohl ausschließlich auf die rege Blitzableiterbautätigkeit zurückzuführen, die um 1948 begonnen hat. Die einzelnen Brandverhütungsstellen können alljährlich über zahlreiche Einschläge in neue Blitzschutzanlagen berichten, die früher mangels eines Blitzschutzes zu Totalschäden geführt hätten.

Aus der Tabelle kann man für den Anfang dieser elfjährigen Periode (1949...1952) einen Durchschnitt von 13,5% und für das Ende (1956...1959) einen solchen von 8,3% berechnen. Es ist also der Anteil der Blitzschäden um 5,2% des Gesamtschadens geringer geworden. Tatsächlich standen früher die Blitzschäden an erster Stelle, während sie heute an die vierte Stelle gerückt sind. Da im Jahre 1959 die Gesamtschäden rund 200 Millionen Schilling betrugen, so beträgt dieser 5,2-prozentige Anteil ungefähr 10,4 Millionen Schilling. Man kann also festhalten, daß die bisherige intensive Bautätigkeit auf dem Gebiete von Blitzschutzanlagen der österreichischen Volkswirtschaft eine jährliche Einsparung von 10 Millionen Schilling ermöglicht hat. Diese Summe wurde nun früher einfach vernichtet. Es ist daher volkswirtschaftlich voll gerechtfertigt, wenn man sie nun alljährlich aufwendet, um mit ihr weitere Blitzschutzanlagen zu bauen und dadurch die Blitzschäden weiter zu senken.

Würde man diese Summe für den Blitzschutz *aller* in Österreich existierenden Objekte aufwenden, so würde auf jedes einzelne Objekt selbstverständlich nur ein so geringer Anteil entfallen, daß der Bau einer ausreichenden Blitzschutzanlage unmöglich wäre. Es ist daher die Frage der zweckmäßigen Verteilung der verfügbaren Mittel zu beantworten. Da für Österreich genaue Statistiken zur Verfügung stehen, so ist es möglich, die verfügbaren Mittel zunächst dort einzusetzen, wo der Blitzschutz am notwendigsten ist, und wo sich daher Blitzschutzanlagen volkswirtschaftlich am raschesten rentieren. Diese Lenkung kann durch Subventionen und Versicherungsrabatte erfolgen.

Es ist nun klar, daß die Zahl der Objekte, die man bei gleichen Gesamtkosten mit Blitzschutzanlagen ausstatten kann, umso größer sein wird, je primitiver und daher billiger die Einzelanlagen sein werden. Es wird daher vorgeschlagen, vor allem die Leiterquerschnitte wesentlich herabzusetzen, um Leitungsmaterial einzusparen. So hat zunächst St. SZPOR²⁾ vorgeschlagen, für einfache Anlagen Drähte von nur 3,5 mm Durchmesser zu verwenden.

In physikalischer Hinsicht ist dazu zu bemerken, daß ein Draht von 10 mm² Querschnitt in Stahl noch Blitzströme von einer Scheitelstromstärke von ungefähr 25 kA und in Kupfer noch solche von 140 kA ableiten kann. Die Scheitelstromstärke des österreichischen „Normalblitzes“ wurde mit 60 kA festgesetzt, sie wird aber höchstens bei 10% aller Blitzschläge erreicht werden. Im allgemeinen wird ein Wert von 30 kA selten überschritten werden. Da nun aber stets mehrere Ableitungen vorhanden sind, so werden die einzelnen Ableitungen bei vielleicht 90% aller Einschläge mit weniger als 25 kA belastet werden.

²⁾ Pioronochrony typu lekkiego dla budynków wiejskich. Warschau. 1958.

Nun hat aber bereits H. F. SCHWENKHAGEN³⁾ vor zu geringer Dimensionierung gewarnt. Auch H. NEUHAUS hat in seinem Referat auf der 5. Internationalen Blitzschutzkonferenz darauf hingewiesen, daß durch Lichtbogenbildung z. B. Blitzstromstärken von ungefähr 50 kA aus Stahl 65 mm³ herausgeschmolzen worden sind. Auch die Untersuchung eines vom Blitz getroffenen Seiles einer österreichischen Seilbahn durch BÜRKNER und FRITSCH hat ähnliche Ergebnisse gezeigt.

Die Forderung, für die Blitzschutzableitungen elektrisch reichlich überdimensionierte Drähte zu verwenden, ist aber besonders deshalb von allen zuständigen Stellen erhoben worden, weil bei diesen nicht nur die elektrische, sondern vor allem auch die mechanische Festigkeit gewährleistet sein muß. In dieser Hinsicht sind aber Durchmesser von 3,5 mm nicht ausreichend. Der Verfasser, der durch mehr als 30 Jahre viele Anlagen zu überprüfen hatte, weiß, daß oft Ableitungen zerrissen sind. Die Anlage ist dann unbrauchbar und gefährdet das Objekt, anstatt es zu schützen. Dies war ja auch der Grund, weshalb man den Ersatz des Vollrunddrahtes durch Drahtseil für unstatthaft erklärt hat.

Die österreichischen Leitsätze schreiben für Leitungen ober der Erdoberfläche einen Durchmesser von 7 mm und für solche im Boden einen Durchmesser von 8 mm vor. Sie liegen im Querschnitt daher etwas unter jenen, die die deutschen ABB-Leitsätze⁴⁾ vorschreiben (8 bzw. 10 mm). Die Schweizer Leitsätze sehen Durchmesser von 6 mm bzw. 8 mm für die Leitungen ober der Erdoberfläche und 8 bzw. 10 mm für die Erder vor⁵⁾.

Wenn man die österreichischen Durchmesser etwas kleiner als die deutschen gewählt hat, so war nicht der Wunsch nach Materialeinsparung, sondern die Bedachtnahme auf die österreichische Verzinkungsindustrie maßgebend. Es liegen also die geforderten Querschnitte in ungefähr der gleichen Größenordnung.

Nach einer Mitteilung von D. MÜLLER-HILLEBRAND¹⁾ hat nun die Schwedische Elektrokommision „Gebäudeblitzableiter“ für „kleinere“ Gebäude Kupferleitungen von 3,5...4,5 mm Durchmesser zugelassen, um die Baukosten herabzusetzen.

Es ist nun zu untersuchen, ob damit wirtschaftlich etwas gewonnen wird. Der österreichische Ausschuß für Blitzableiterbau hat durch Rundfragen bei maßgebenden Firmen folgenden durchschnittlichen Materialaufwand pro 1 000 m verlegter Leitungslänge festgestellt:

460 Stützen,	
60 verschiedene Klemmen,	
10 Schellen,	
110 sonstige Verbindungselemente,	
20 Erdeführungen.	

Die mittlere Leitungslänge betrug 1947 ungefähr 160 m pro Anlage und ist dann mit der Verbesserung des österreichischen Blitzschutzes auf ungefähr 250 m gestiegen (1951).

Kostenmäßig kann man im Mittel bei Blitzschutzanlagen

für Drahtleitungen	20 %,
Bauteile	45 %,
Arbeit	35 %,

des Gesamtaufwandes veranschlagen, wobei diese Zahlen natürlich je nach der Größe des Objektes und dessen Standort erheblich schwanken. Auf jeden Fall bestimmen bei einer Anlage herkömmlicher Bauart die Drahtkosten nicht bestimmend die Baukosten. Wenn man beispielsweise den Drahtdurchmesser um 50 % auf 3,5 mm reduziert, so bedeutet dies eine Reduktion der Gesamtkosten um meist weniger als 10 %. Es ist fraglich, ob eine so geringe Einsparung um den Preis einer wesentlich erhöhten Gefährdung erkauft werden darf. In Österreich hat man jedenfalls nicht die Absicht, unbedeutende Einsparungen auf Kosten der Sicherheit zu riskieren.

Nach den Mitteilungen von Szpor und Müller-Hillebrand sind aber noch weit größere Einsparungen erzielt worden (auf unsere Normalausführungen bezogen 50...60 %). Diese wurden aber nur dadurch ermöglicht, daß relativ primitive Bauteile verwendet wurden, die weder den Forderungen der österreichischen noch der deutschen Normen entsprechen. Da man die Bewährung eines Bauteiles erst nach vieljährigem Gebrauch beurteilen kann, die betreffenden Anlagen aber erst kurze Zeit in Betrieb sind, so wäre es sehr gefährlich, schon jetzt für diese Propaganda zu machen. Die Bauteile, die der Verfasser selbst gesehen hat, haben jedenfalls keinen stabilen Eindruck gemacht.

Der Verfasser möchte nun nicht die Bestrebungen z. B. Szpor's unrichtig beurteilen. In Polen existieren Tausende kleiner landwirtschaftlicher Gebäude, die dringend eines Blitzschutzes bedürfen. Bei dem Mangel an Mitteln und Material mußte Szpor seine Aufgabe zunächst im Entwurf eines Sofortprogrammes erblicken, um die, die polnische Volkswirtschaft schwer belastenden Blitzschäden wenigstens einigermaßen zu reduzieren. Er befindet sich daher in der gleichen Lage, in der wir uns nach dem Jahre 1945 befunden haben. In den stark gefährdeten Gebieten Oberösterreichs wurden damals „Mastanlagen“ errichtet, die sehr billig waren, von denen wir aber wußten, daß sie keinen vollständigen Blitzschutz darstellen. Sie waren als Provisorien gedacht, die dann mit den zunehmenden Materialanlieferungen durch normale Anlagen ersetzt wurden.

In der Zeit zwischen 1947 und 1951 stieg in Oberösterreich die Zahl der normalen Anlagen auf das 9,4fache, während die Mastanlagen auf 32 % zurückgingen. Als volkswirtschaftlich begrüßenswertes Provisorium ist daher der Szporsche Vorschlag sehr zu beachten. In Ländern, in denen aber der Landwirtschaft ausreichende Mittel zur Verfügung stehen und in denen auch kleine Objekte einen beträchtlichen Wert darstellen, sollte eine solche provisorische Lösung nicht in Betracht kommen.

Natürlich ist man auch in Österreich bestrebt, die Kosten für den Blitzschutz zu reduzieren. Man geht aber andere Wege, da bei allen Maßnahmen auf unbedingte Sicherheit gesehen werden muß. Daher besteht keine Absicht, die Drahtdurchmesser zu reduzieren. Die österreichischen Leitsätze enthalten aber eine Reihe von Bestimmungen, deren Zweck es ist, die Verbilligung der Blitzschutzanlagen bei gleichzeitiger Erhaltung voller Sicherheit zu ermöglichen.

Zunächst wurde bei der Normung der Bauteile (Önorm E 2950 und E 2960) die Zahl der Typen stark

³⁾ Electro-Techniek, 37. Jg. (1959), Nr. 18, S. 1.

⁴⁾ Blitzschutz. 6. Auflage, Berlin, 1955, § 4.2.

⁵⁾ Bull. SEV, 47. Jg. (1956), Nr. 21, S. 995.

reduziert und dadurch eine wirtschaftliche Erzeugung gefördert. Die Normung erstreckt sich nicht auf Bauteile, die nach den statistischen Erhebungen in nur kleiner Auflage hergestellt werden. Außerdem sollten die Bestrebungen der Industrie nicht behindert werden, für spezielle Zwecke auch Spezialbauteile herzustellen. Allerdings müssen diese die gleichen Querschnitte wie genormte Teile haben und sich mit genormten Teilen durch genormte Verbindungselemente verbinden lassen.

Das teure Kupfer ist nur in wenigen Ausnahmefällen zulässig; sonst ist als Baustoff der billige und mechanisch günstige Stahl zu verwenden. Metallische Dacheindeckungen dürfen Fangvorrichtungen ersetzen, wenn sie eine Mindeststärke von 0,5 mm haben. Ausdrücklich gestattet ist die Verlegung der Leitungen unter Putz und das Einbetonieren von Leitungen. Von dieser Möglichkeit wird immer mehr Gebrauch gemacht. Es entfallen bei dieser Verlegungsart fast alle Wandstützen, so daß Einsparungen an den Gesamtkosten besonders bei höheren Bauten von 20 ... 30% möglich werden.

Der zulässige wirksame Ausbreitungswiderstand der Erder ist in Abhängigkeit von der Bodenleitfähigkeit festgelegt. Dies bedingt wesentliche Einsparungen an Erdleitungen in schlechtleitenden Böden. Die Abstandsbedingungen wurden auf Grund sorgfältiger Untersuchungen in der zweiten Auflage der Leitsätze wesent-

lich gemildert. Auch dies bedeutet Einsparungen an Erdern.

Schließlich geht man in Österreich im eng verbauten Gebiete schon seit Jahren von der Horizontal- auf die Vertikalerdung über. In leichten Böden verhalten sich die Kosten für gleichwertige Horizontal- und Vertikalerder so wie 1:2,4. Im eng verbauten Gebiete, wo Grabarbeiten für Horizontalerder oft sehr kostspielig sind, bedeutet der Vertikalerder aber eine Einsparung von 30 ... 50%.

Schon seit Jahren werden die Blitzschutzanlagen an Betonbauten weitgehend vereinfacht. Beim Bau werden die Ableitungsdrähte laufend einbetoniert und dann mit der metallischen Dacheindeckung verbunden. Gegenüber der alten Bauweise sind Einsparungen bis zu 60% möglich, da nicht nur die Stützen, sondern auch besondere Fangvorrichtungen überflüssig werden.

Schließlich ist auch die Verbindung von Leitungen durch Schweißen zulässig. Dadurch entfallen die teuren Klemmen.

Eine moderne Blitzschutzanlage kann also sehr wohl sicher und gleichzeitig auch billig ausgeführt werden, wenn man von allen diesen Möglichkeiten Gebrauch macht. Es ist daher nicht notwendig, bei uns zu Maßnahmen zu greifen, die auf jeden Fall eine wesentliche Verringerung der Sicherheit der Blitzschutzanlagen zur Folge hätten.

Über die Regelgenauigkeit der Autodyne

Von O. BENEDIKT, Budapest

DK 621.313.236.3.07 : 621.316.718

1) Auf die Regelgenauigkeit einwirkende Faktoren

In E und M, 76. Jg. (1959), H. 17, wurde die prinzipielle Wirkungsweise der Autodyne unter der Voraussetzung untersucht, daß auf den Rotor keinerlei inneres (bremsendes oder beschleunigendes) Drehmoment wirkt, so daß im stationären Betriebszustand — wenn also kein steuernder Durchflutungsimpuls entsteht — der Rotor streng synchron läuft, während er während des transienten Regelungsvorganges durch den hierbei auftretenden steuernden Durchflutungsimpuls je nach dessen Richtung beschleunigt bzw. verzögert wird. Im ersten Falle erhalten wir zwischen den Arbeitsbürsten eine Gleichspannung von konstanter Größe, im zweiten Falle nimmt diese Spannung ab, bzw. zu. Im weiteren Verlauf der erwähnten Untersuchung wurde gezeigt, daß zwecks Verwirklichung der erwähnten Voraussetzung es möglich ist, das Reibungsdrehmoment zu kompensieren. In einer weiteren Arbeit [2] wurde bewiesen, daß dasselbe auch mit jenem Drehmoment der Fall ist, das durch die bei Belastung auftretenden räumlichen Oberwellen der Rotordurchflutung hervorgerufen wird. Schließlich wurde in einer dritten Arbeit [3] die Frage untersucht, ob nicht durch die magnetische Sättigung ein inneres Drehmoment entsteht und festgestellt, daß bei einer bestimmten Dimensionierung des Ständerjoches ein solches Moment selbst dann vermieden werden kann, wenn eine beträchtliche Sättigung vorhanden ist.

In der vorliegenden Arbeit soll gezeigt werden, daß außer den aufgezählten drei vermeidbaren Ursachen der

Entstehung von inneren Drehmomenten es auch noch drei andere gibt, von denen zwei nicht gänzlich ausgeschaltet werden können, während die dritte zwar theoretisch beseitigt werden könnte, aber so geringe Drehmomente ergibt, daß es praktisch zweckmäßiger ist, auf Hilfsmittel zu deren Kompensierung zu verzichten. Diese drei Ursachen sind die magnetische Hysterese, die Änderung der Drehstromnetzspannung und die bei Belastung auftretenden ohmschen und induktiven Spannungsabfälle im Läufer.

Durch die gemeinsame Wirkung der erwähnten Faktoren entsteht ein resultierendes inneres Drehmoment M_i , welches das bis dahin indifferente Gleichgewicht, in dem sich das magnetische System befindet, stört, wodurch letzteres sich in der Richtung des Uhrzeigersinnes oder entgegengesetzt verdreht, je nachdem ob das erwähnte Moment den Läufer beschleunigt oder verzögert. Die hierbei entstehende Änderung der abgegebenen Gleichspannung erzeugt im Läufer einen entsprechenden, steuernden Durchflutungsimpuls. Wenn das durch letzteren hervorgerufene steuernde Moment

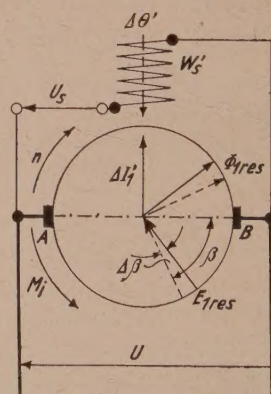


Abb. 1. Autodyne, die ihre Gleichspannung auf einen regelbaren Sollwert stabilisiert

die Größe des inneren Moments erreicht, ergibt sich der neue Gleichgewichtszustand. Da aber [2] eine steuernde Durchflutung nur dann entstehen kann, wenn die zu regelnde Istgröße von der Sollgröße abweicht, ergibt sich, daß die erwähnten inneren Momente eine gewisse Regelabweichung hervorrufen.

Nehmen wir z. B. an, daß es sich (Abb. 1) um eine derartige Autodyne handelt, die [2] die abgegebene Gleichspannung U auf die Sollgröße U_s einer gegebenen Steuerspannung regelt. Nehmen wir ferner an, daß M_i auf den Läufer verzögernd wirkt. In diesem Falle würden sich hierdurch die Vektoren $\vec{\Phi}_{1\text{res}}$ und $\vec{E}_{1\text{res}}$ aus der strichliert gezeichneten Lage um den Winkel $\Delta\beta$ gegen die Drehrichtung des Läufers verdrehen. Auf Grund dessen würde U größer werden als U_s und hierdurch eine nach unten gerichtete Statordurchflutung $-\Delta\theta'$ entstehen, die im Rotor einen nach aufwärts gerichteten Kompensationsstrom

$$+\Delta I_1' = c_2 \Delta\theta' \quad (1)$$

hervorrufen. Seine mit dem Vektor $\vec{E}_{1\text{res}}$ zusammenfallende Komponente $c_2 \Delta\theta' \cdot \sin\beta$ erzeugt ein motorisches Drehmoment, welches bestrebt ist, die Wirkung des Momentes M_i aufzuheben. Dies wird der Fall sein, wenn

$$\Delta\theta' = \frac{M_i \cdot \omega}{3 \cdot c_2 \cdot \sin\beta \cdot E_{1\text{res}}} \quad (2)$$

Andererseits ist die Durchflutung $\Delta\theta'$, welche wir im gegebenen Falle θ_F nennen wollen, weil sie durch den Fehler bei der Regelung hervorgerufen wird, gleich

$$\Delta\theta' = \theta_F = \frac{U_s - U}{a' \cdot r_s'} \cdot W_s', \quad (3)$$

wobei r_s' den von der Schaltung der die Halbpole umfassenden Steuerspulen abhängenden, resultierenden Widerstand dieser Spulen darstellt, a' die Anzahl der parallelen Zweige angibt, in die die Steuerspulen geschaltet sind, und W_s' die Windungszahl jeder dieser Spulen ist. Auf diese Weise erhalten wir als die in Prozenten auszudrückende im Verhältnis zur maximalen Spannung U_{max} zu berechnende Abweichung der Spannung U vom idealen Wert $U = U_s$ folgende Größe

$$\begin{aligned} \frac{100(U_s - U)}{U_{\text{max}}} \% &= \frac{100(U_s - U)}{U_{s\text{max}}} \% = \\ &= \frac{100\theta_F \cdot a' \cdot r_s'}{W_s' \cdot U_{s\text{max}}} \% = \frac{100 M_i \cdot a' \cdot r_s' \cdot \omega}{3 \cdot E_{1\text{res}} \cdot c_2 \cdot W_s' \cdot \sin\beta \cdot U_{s\text{max}}} \% \end{aligned} \quad (4)$$

Wenn wir also das innere Moment M_i kennen, können wir die hierdurch bedingte Regelabweichung genau berechnen.

Es ist aber unbedingt notwendig, das Augenmerk auf folgenden Umstand zu lenken:

Alles oben Ausgeführte beruht auf der Annahme, daß es sich um eine solche Schaltung der Maschine handelt, in der die für jede Autodyne kennzeichnende negative Rückkopplung der Änderungen der Spannung U auf die Steurdurchflutung des Ständers unmittelbar innerhalb der Maschine erfolgt, wie es z. B. in Abb. 1 der Fall ist. Verwenden wir aber zu dieser Rückkopplung zusätzlich einen der in der Automatik üblichen Verstärker [2], so zeigt sich, daß die sich durch das Auftreten von M_i ergebende Regelungenauigkeit durch entsprechende Wahl des Verstärkungskoeffizienten weit

unter den der Gl. (4) entsprechenden Wert verringert werden kann.

Nun gehen wir zur Berechnung der Größe M_i über.

Wie oben bereits erwähnt, ergibt sich M_i als die Summe der von drei Faktoren hervorgerufenen Momente. Im Folgenden möge die Wirkung jedes einzelnen von ihnen getrennt untersucht werden.

2) Die Wirkung der magnetischen Hysterese

Unter der Voraussetzung der Vernachlässigung der magnetischen Hysterese ergab sich [3], daß infolge der Sättigung im allgemeinen Falle, d. h. wenn die Dimensionierung des Ständerjoches nicht gemäß der oben erwähnten bestimmten Gesichtspunkte erfolgt, sich ein reaktives inneres Drehmoment ergibt von der Größe

$$M_T = \frac{3 E_{1\text{res}}}{\omega} \cdot c_2 \left[\cos\beta \left(AW_q + AW_c + \frac{AW_{II} - AW_I}{2} \right) - \sin\beta \left(AW_I + AW_d + \frac{AW_{II} + AW_I}{2} \right) \right] \quad (5)$$

Hierbei stellen AW_q und AW_I die in Quer- und Längsrichtung im Läuferisen, AW_c und AW_d die ebenso im Ständerjochisen und AW_{II} und AW_I die in den diagonalen Richtungen in den Halbpolen entstehenden magnetischen Potentialdifferenzen dar, die sich bei der durch den Winkel β gekennzeichneten Lage des resultierenden Erregerflusses ergeben. Die Formel (5) ermöglicht es also, für den Fall der Vernachlässigung der Hysterese das infolge der Nichtlinearität der magnetischen Charakteristik des Eisens entstehende Drehmoment zu berechnen.

Wenn wir aber auch die Hysterese berücksichtigen wollen, bei der offenbar die verschiedenen Größen AW andere Werte annehmen werden, ergibt sich folgende große prinzipielle Schwierigkeit: Da doch zwischen den bei Sättigung und den bei Sättigung und Hysterese auftretenden magnetischen Größen keine lineare Beziehung herrscht, so erscheint es unmöglich, die zusätzliche Wirkung der Hysterese unabhängig von der Wirkung der Sättigung zu berücksichtigen oder umgekehrt, die letztere unabhängig von der ersteren. Dies würde aber bedeuten, daß die ohne Berücksichtigung der Hysterese

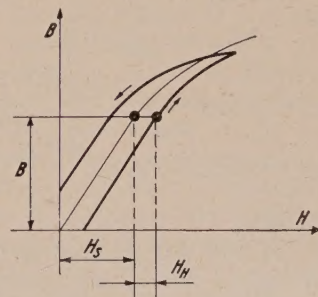


Abb. 2. Darstellung der der Hysterese entsprechenden zusätzlichen Feldstärke

erhaltenen Resultate [3], wie z. B. der Beweis der oben erwähnten Möglichkeit, bei einer bestimmten Dimensionierung des Ständerjoches das Moment M_T zum Verschwinden zu bringen, völlig ihre Grundlage verlieren würden.

Diese Schwierigkeit läßt sich aber auf Grund folgender Überlegungen überbrücken:

Wie bereits bewiesen wurde [3], ist für jeden gegebenen Winkel β die Lage des Vektors $\vec{\Phi}_{1\text{res}}$ der räumlichen Grundharmonischen des Erregerflusses und daher auch die genaue Verteilung und Größe des Gesamtflusses eindeutig gegeben. Und zwar wurde dieses Resultat ganz unabhängig davon erzielt, welche Gestalt die Magnetisierungskurve des Eisens besitzt, also auch davon, ob Sättigung oder Hysterese, oder beide Erscheinungen gleichzeitig auftreten. Daraus folgt, daß die Feldstärke H an einer beliebigen Stelle des Eisenkörpers bei der einem bestimmten Winkel β entsprechenden Induktion B bei Fehlen der Hysterese die vom Grade der Sättigung abhängige Größe H_s besitzen würde (Abb. 2), aber bei Vorhandensein der Hysterese — da doch, wie wir soeben festgestellt haben, die Induktion B dieselbe ist — um den Betrag H_H größer oder kleiner ist, je nachdem auf welchem Teile der bezüglichen Hystereseschleife die Induktion sich vorher bis zum Wert B vergrößert oder verkleinert hat. Wir können also die Feldstärke H als aus zwei Teilen H_s und H_H bestehend betrachten, von denen ersterer nur die Wirkung der Sättigung und letzterer nur die Wirkung der Hysterese berücksichtigt. Da wir uns an jeder Stelle der Maschine (Abb. 1) die bezügliche Feldstärke analog zerlegt denken können, so können wir uns offenbar auch die sich durch Integration der Feldstärken ergebenden magnetischen Potentialdifferenzen AW analog zerlegt denken. Das bedeutet also, daß, wenn wir vom Falle der alleinigen Wirkung der Sättigung auf den Fall der gemeinsamen Wirkung von Sättigung und Hysterese übergehen, die Werte der Induktionen zwar überall dieselben bleiben, aber die Größen AW_q , AW_l , AW_c , AW_d , AW_I und AW_{II} sich auf die Werte $AW_q \pm AW_{qh}$, $AW_l \pm AW_{lh}$, $AW_c \pm AW_{ch}$, $AW_d \pm AW_{dh}$, $AW_I \pm AW_{Ih}$ und $AW_{II} \pm AW_{IIh}$ ändern, wobei die Vorzeichen davon abhängen, auf welchen Teil der Hystereseschleife sich an der gegebenen Stelle der Maschine der betreffende Wert der Induktion bezieht. Führen wir nunmehr diese Änderungen auf der rechten Seite der Formel (5) durch, so sehen wir, daß das sich derart ergebende Moment in das durch Formel (5) gegebene, nur dem Fall der Sättigung entsprechende Moment M_r , und in das nur dem Fall der Hysterese entsprechende Moment

$$M_{rh} = \frac{3 E_{1\text{res}} \cdot c_2}{\omega} \cdot \left[\cos \beta \left(\pm AW_{qh} \pm AW_{ch} + \frac{AW_{IIh} - AW_{Ih}}{2} \right) - \sin \beta \left(\pm AW_{lh} \pm AW_{dh} \pm \frac{AW_{IIh} + AW_{Ih}}{2} \right) \right] \quad (6)$$

zerlegt werden kann.

Es ergibt sich also das interessante Resultat, daß das in der Autodyne nur durch Hysterese bedingte innere Moment M_{rh} und das nur durch Sättigung bedingte innere Moment M_r superponiert werden können. Dies bedeutet aber einerseits, daß die für den Fall der Sättigung abgeleiteten, eingangs erwähnten Resultate vollkommen ihre Gültigkeit behalten, und andererseits, daß wir das gesuchte sich nur auf den Fall der Hysterese beziehende innere Moment in allgemeiner Form in Gestalt der Formel (6) bereits gefunden haben.

Nunmehr gehen wir zu der Frage, wie die Berechnung der Hysteresemomente vereinfacht werden kann, über.

Vorläufig besteht die Hauptschwierigkeit darin, daß die Flüsse, die die in (6) auftretenden magnetischen Spannungsabfälle hervorrufen, in den verschiedenen Teilen der Maschine ganz verschiedene maximale Induktionen besitzen, so daß für jeden Teil eine andere Hystereseschleife des Eisens der Berechnung zugrunde gelegt werden muß. Nun ist aber des Statorjoch der Maschine aus massivem Stahl und in diesem ist die Hysterese besonders stark ausgeprägt. Hierzu kommt, daß das Statorjoch den größten Teil der magnetischen Kreise der Maschine ausmacht. Wir werden daher in bezug auf die Aufgabe, die wir uns gestellt haben, keinen zu großen Fehler begehen, wenn wir nur den im Statorjoch entstehenden Verbrauch an Hysteresis-Amperewindungen berücksichtigen, d. h. die Größen AW_{qh} , AW_{IIh} , AW_{Ih} und AW_{lh} vernachlässigen.

Wir erhalten also die Formel

$$M_{rh} = \frac{3 \cdot E_{1\text{res}} \cdot c_2}{\omega} [\cos \beta \cdot (\pm AW_{ch}) - \sin \beta \cdot (\pm AW_{dh})]. \quad (7)$$

Wenn wir die für derartige Berechnungen durchaus zulässige Annahme treffen, daß die Streuflüsse der Erregerspulen vernachlässigbar sind, ergibt sich, daß der AW_{ch} hervorrufende Ständerfluß Φ_c gleich dem Quer-

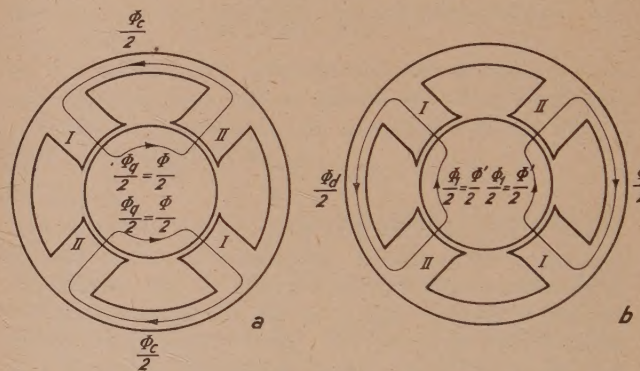


Abb. 3. Die Verteilung des Quer- und des Längsflusses in der Autodyne

fluß Φ_q (Abb. 3a) und der AW_{dh} hervorrufende Ständerfluß Φ_d gleich dem Längsfluß Φ_l ist (Abb. 3b). Benutzen wir von jetzt an anstatt Φ_q und Φ_l die Bezeichnungen Φ und Φ' , so können wir [1] schreiben:

$$\Phi_q = \Phi = c_4 \Phi_{1\text{res}} \cdot \sin \beta \quad (8)$$

und

$$\Phi_l = \Phi' = c_4 \Phi_{1\text{res}} \cdot \cos \beta. \quad (9)$$

Wenn wir die Tatsache berücksichtigen, daß in der mit Halbpolen versehenen Autodyne die erwähnten Flüsse, wie der Vergleich der Abb. 3a und 3b zeigt, voneinander unabhängig an verschiedenen Stellen durch das Ständerjoch hindurchgehen, können wir nunmehr die vom Querfluß verbrauchte Größe AW_{ch} und die vom Längsfluß verbrauchte Größe AW_{dh} voneinander getrennt für jeden beliebigen Winkel berechnen. Diese Berechnung vereinfacht sich außerdem auch noch dadurch wesentlich, daß im Statorjoch die Flüsse überall praktisch durch einen gleich großen Querschnitt hindurch gehen, was zur Folge hat, daß wir die Amperewindungen für jede gewünschte Größe β auf Grund von nur zwei Induktionen zu berechnen imstande sind, wobei die eine, d. h. die des Flusses Φ' , sich mit $\cos \beta$

und die andere, d.h. die des Flusses Φ , mit $\sin \beta$ verändert.

Analysieren wir diese Frage am konkreten Beispiel einer solchen Autodyne, die die Konfiguration gemäß Abb. 3a und 3b und das Schaltungsschema gemäß Abb. 1 besitzt.

Es sei angenommen, daß die Maschine leerläuft und die Steuerspannung U_s zwischen den Grenzwerten

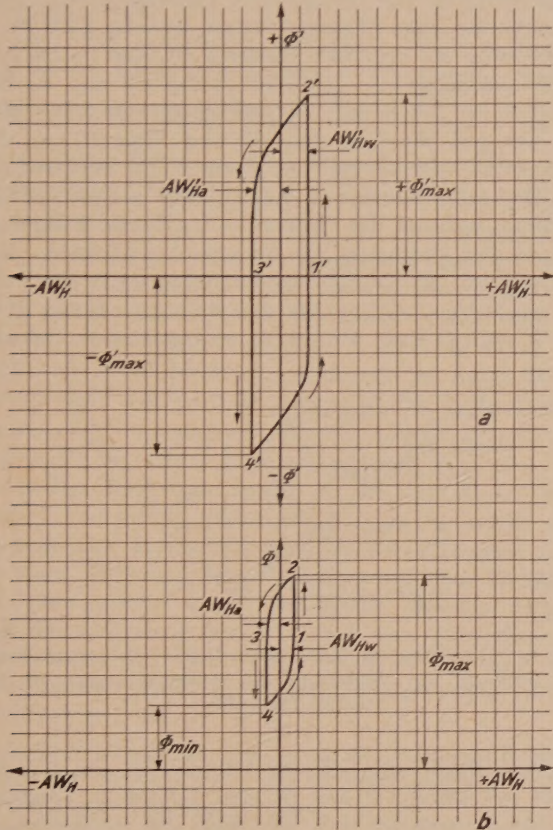


Abb. 4. Die Abhängigkeit der Zahl der Hystereseamperewindungen von der Größe des Längs- bzw. Querflusses

$\pm U_{s \max}$ regelbar sei. Dies bedeutet, daß die Spannung U zwischen zwei Grenzwerten $\pm U_{\max}$, die praktisch gleich $\pm U_{s \max}$ sind, verändert werden kann. Es sei ferner angenommen, daß sich die Größe U_{\max} nicht bei $\beta = 0$, sondern bei einem Winkel $\beta_{\min} > 0$ ergibt, und daher die Größe $-U_{\max}$ bei einem Winkel $\beta = 180 - \beta_{\min}$. Da die Spannung U durch den Längsfluß Φ' induziert wird, so kann sich offenbar in einer solchen Maschine Φ' zwischen zwei Grenzwerten $\pm \Phi_{\max}$, die der Größe $\pm \cos \beta_{\min}$ proportional sind, ändern. Hingegen wird sich der Querfluß Φ nur zwischen zwei positiven Werten $+\Phi_{\max}$ und $+\Phi_{\min}$ ändern, die den Größen $\sin 90^\circ$ und $\sin \beta_{\min}$ proportional sind.

Bezeichnen wir im Folgenden der Einfachheit halber die Größen AW_{ch} und AW_{dh} mit AW_H und AW'_H . Der Zusammenhang zwischen dem Fluß Φ' und der Größe $\pm AW'_H$ ist in Abb. 4a mit Hilfe der Schleife 1'-2'-3'-4'-1' dargestellt und der Zusammenhang zwischen dem Flusse Φ und der Größe $\pm AW_H$ in Abb. 4b mit Hilfe der Schleife 1-2-3-4-1. Betrachten wir also z.B. den Fall der Verkleinerung des Winkels β von 90° bis β_{\min} , so wächst der Fluß Φ' längs der Geraden 1'-2',

während sich Φ gemäß der Kurve 2-3-4 verringert, wie dies die Pfeile anzeigen.

Die Abb. 4a und b wurden unter der beispielweisen Voraussetzung gezeichnet, daß $\cos \beta_{\min} = 0,94$ und $\sin \beta_{\min} = 0,34$ ist. Es ist also $\frac{\Phi_{\min}}{\Phi_{\max}} = 0,34$ und $\frac{\Phi'_{\max}}{\Phi_{\max}} = 0,94$.

Nunmehr kehren wir zu der Frage der Genauigkeit der automatischen Regelung der Autodyne (Abb. 1) zurück. Nehmen wir an, daß wir U_s von 0 bis auf $+U_{s \max}$ vergrößern. Im Zusammenhang damit muß sich $\cos \beta$ von 0 bis auf 0,94 vergrößern und $\sin \beta$ von 1 auf 0,34 verkleinern. Mit anderen Worten: Φ' muß sich gemäß der Geraden 1'-2' (Abb. 4a) vergrößern, während sich Φ gemäß der Kurve 2-3 (Abb. 4b) verkleinern muß. Bei beiden Änderungen ergibt sich ein dementsprechender Verbrauch von Amperewindungen gemäß den Hystereseschleifen. Bezeichnen wir die Größe dieses Verbrauches dort, wo vom wachsenden Fluß Φ' die Rede ist, mit AW'_{HW} , und dort, wo vom abnehmenden Fluß Φ die Rede ist, mit AW_{Ha} , wobei im gegebenen Falle

$$AW'_{HW} = -AW_{dh} \quad (10)$$

und

$$AW_{Ha} = AW_{ch} \text{ ist.} \quad (11)$$

Es ist also gemäß (7), (10) und (11)

$$M_{rh} = \frac{3 E_{1 \text{ res}}}{\omega} \cdot c_2 (\sin \beta \cdot AW'_{HW} + \cos \beta \cdot AW_{Ha}). \quad (12)$$

Setzen wir in (4) anstatt M_i die Größe M_{rh} aus (12) ein, so bemerken wir, daß die bei gegebenem Winkel β nur durch die Hysterese hervorgerufene prozentuelle Regelabweichung der Istspannung U von der Sollspannung U_s folgende Größe besitzt:

$$U_s - U = \frac{a' \cdot r'_s \cdot (AW'_{HW} + \operatorname{ctg} \beta \cdot AW_{Ha})}{W'_s}. \quad (13)$$

Da die Spannung U proportional zu Φ' und daher auch zum $\cos \beta$ ist, ergibt sich, daß jedem Werte U bestimmte Größen von $\cos \beta$, $\operatorname{ctg} \beta$, Φ' , Φ und also auch AW'_{HW} und AW_{Ha} entsprechen.

Nehmen wir z.B. an, daß sich der Fluß Φ' , entsprechend der Geraden 1'-2' (Abb. 4a), von 0 bis Φ'_{\max} und mit ihm die Spannung U von 0 bis auf $U_{\max} = 231 \text{ V}$ vergrößert, so sehen wir, daß der den Abszissen der Geraden 1'-2' entsprechende Amperewindungsverbrauch AW'_{HW} , eine Größe $U_s - U$ hervorruft, die den Ordinaten der punktiert gezeichneten, zur Abszissenachse parallelen Geraden 1 entspricht (Abb. 5a). Hierbei wurde die Ordinate der Geraden 1 ungefähr zweimal so groß gewählt wie die entsprechende Abszisse AW'_H (Abb. 4a). Werden zu den Ordinaten der Geraden 1 — bei Beibehaltung desselben Maßstabes — die mit $\operatorname{ctg} \beta$ multiplizierten, dem betreffenden Winkel β entsprechenden Abszissen AW_{Ha} der Kurve 2-3-4 (Abb. 4b) algebraisch addiert, so erhalten wir die punktierte Kurve 2 (Abb. 5a).

Wird nunmehr angenommen, daß sich U von 231 V wieder auf 0 verkleinert, daß sich also Φ' entsprechend der Kurve 2'-3' (Abb. 4a) verringert, während sich Φ entsprechend der Kurve 4-2 (Abb. 4b) vergrößert, erhalten wir als Fortsetzung der Kurve 2 analog zu früher, die punktiert gezeichnete Kurve 3 (Abb. 5a),

und U wird durch die Autodyne beseitigt, indem sich der Vektor $\bar{E}_{1\text{res}} + \Delta \bar{E}_{1\text{res}}$ solange verdreht, bis β sich um $\Delta \beta$ soweit vergrößert hat, daß

$$(E_{1\text{res}} + \Delta E_{1\text{res}}) \cos(\beta + \Delta \beta) = E_{1\text{res}} \cdot \cos \beta \quad (17)$$

wird, d.h. die die Größe U bestimmende Querkomponente der inneren Spannung ebenso groß wird wie früher.

Dieses Resultat bleibt auch dann aufrecht, wenn die Autodyne ein Wicklungssystem der schlüpfenden Erregung besitzt.

Die diese Wicklungen speisenden, zwischen den betreffenden Kommutatorbürsten induzierten, inneren Quer- und Längsspannungen $\frac{E}{2}$ und $\frac{E'}{2}$ sind, wie bekannt, proportional zu den entsprechenden Quer- und Längskomponenten E_1 und E'_1 der Spannung $\bar{E}_{1\text{res}}$. Vergrößert sich also $\bar{E}_{1\text{res}}$ um $\Delta \bar{E}_{1\text{res}}$, so vergrößern sich — wenn wir vorläufig annehmen, daß der Winkel β sich nicht ändert — die Gleichspannungen E und E' im selben Verhältnis. Infolgedessen nimmt zwar die Ständererregerdurchflutung zu [1], aber ihre durch das Verhältnis $E:E'$ bestimmte Richtung im Raum bleibt unverändert, d.h. sie fällt weiter mit der Richtung des Flusses $\bar{\Phi}_{1\text{res}}$ zusammen. (Hierbei sehen wir von der Wirkung der sich vergrößernden Sättigung auf ein eventuelles Reaktionsmoment ab, da wir diese Frage weiter oben bereits behandelt haben.) Es ergibt sich also, daß das System der schlüpfenden Erregung auch bei einer Änderung der Netzspannung kein Drehmoment hervorrufen kann. An diesem Resultat ändert auch die Änderung des Winkels β um $\Delta \beta$ nichts, da wie bekannt [1], diese Eigenschaft des Systems der schlüpfenden Statorerregung unabhängig von der Größe des Winkels β ist.

Anders verhält es sich, wenn ein Reibungsmoment vorhanden ist und auch das Wicklungssystem, durch welches jenes kompensiert wird [1].

Bezeichnen wir die durch dieses Wicklungssystem hervorgerufene Querdurchflutung mit Θ_R und diejenige, die sich bei $\beta = 0$ ergibt, mit Θ_{R0} . Der durch sie erzeugte Kompensationsstrom besitzt die Größe $\frac{\Theta_{R0}}{c_2}$ und das hierbei entstehende Reibungskompensationsmoment die Größe

$$\frac{3 \Theta_{R0}}{c_2 \cdot \omega} \cdot U_{1\text{resn}} = M_{\text{RK}}, \quad (18)$$

wobei $U_{1\text{resn}}$ den Nennwert der Netzspannung darstellt. Bei richtiger Berechnung der Wicklung ist

$$K_1 \cdot \Theta_{R0} \cdot U_{1\text{resn}} = M_R, \quad (19)$$

wobei M_R das Reibungsmoment und

$$K_1 = \frac{3}{c_2 \cdot \omega} \quad (20)$$

ist. Wächst $U_{1\text{resn}}$ um $\Delta U_{1\text{res}}$, so wächst Θ_{R0} bis $\frac{U_{1\text{resn}} + \Delta U_{1\text{res}}}{U_{1\text{resn}}} \cdot \Theta_{R0}$. Infolgedessen entsteht ein zusätzliches Beschleunigungsmoment von der Größe

$$K_1 \Theta_{R0} \left[\frac{(U_{1\text{resn}} + \Delta U_{1\text{res}})^2}{U_{1\text{resn}}} - U_{1\text{resn}} \right] = 2 K_1 \Theta_{R0} \cdot \Delta U_{1\text{res}}, \quad (21)$$

wenn wir das sehr kleine Quadrat des Spannungszuwachses $\Delta U_{1\text{res}}$ vernachlässigen.

Handelt es sich z.B. um eine Autodyne gemäß Abb. 1, so vergrößert sich β bis zu jener Grenze, bei der die von der Differenz $U_s - U$ erzeugte, in der Längsachse wirkende Durchflutung $\Delta \Theta' = \Theta_F$ ein solches Drehmoment hervorruft, das dem erwähnten zusätzlichen Beschleunigungsmoment das Gleichgewicht hält. Analog zu dem im Abschnitt 2 Ausgeführten ist das durch die Durchflutung Θ_F hervorgerufene Moment gleich $K_1 \cdot \Theta_F \cdot \sin \beta \cdot (U_{1\text{resn}} + \Delta U_{1\text{res}})$. Berücksichtigen wir die Formel (21) und auch den Umstand, daß die maximal mögliche Größe Θ_{sm} der Steuerdurchflutung — analog zur Formel (3) — die Größe

$$\Theta'_{s\text{max}} = \frac{U_{s\text{max}} \cdot W'_s}{a' \cdot r'_s} \quad (22)$$

besitzt, so erhalten wir:

$$2 K_1 \Theta_{R0} \cdot \Delta U_{1\text{res}} = K_1 \Theta_F (U_{1\text{resn}} + \Delta U_{1\text{res}}) \cdot \sin \beta \quad (23)$$

und:

$$\begin{aligned} \frac{(U_s - U) \cdot 100 \% }{U_{s\text{max}}} &= \frac{\Theta_F \cdot 100}{\Theta'_{s\text{max}}} \% = \\ &= \frac{2 \cdot \Theta_{R0} \cdot \Delta U_{1\text{res}} \cdot 100 \% }{\Theta'_{s\text{max}} (U_{1\text{resn}} + \Delta U_{1\text{res}}) \cdot \sin \beta} \cong \\ &\cong \frac{2 \cdot \Theta_{R0} \cdot \Delta U_{1\text{res}} \cdot 100}{\Theta'_{s\text{max}} \cdot U_{1\text{resn}} \cdot \sin \beta} \% . \end{aligned} \quad (24)$$

Indem wir im Nenner die Größe $\Delta U_{1\text{res}}$ vernachlässigen, haben wir offenbar den verhältnismäßigen Fehler mit einer zusätzlichen Reserve erhalten. Der Ausdruck $\frac{\Delta U_{1\text{res}} \cdot 100}{U_{1\text{resn}}} \%$ stellt die prozentuelle relative

Vergrößerung der Netzspannung dar. Aus (24) geht also hervor, daß sich die Größe der prozentuellen Regelabweichung zur Größe der sie hervorrufenden prozentuellen Spannungsänderung verhält wie $\frac{2 \cdot \Theta_{R0}}{\Theta'_{s\text{max}} \cdot \sin \beta} : 1$.

Es zeigt sich, daß sich die maximale prozentuelle relative Abweichung bei dem kleinsten noch statthaften

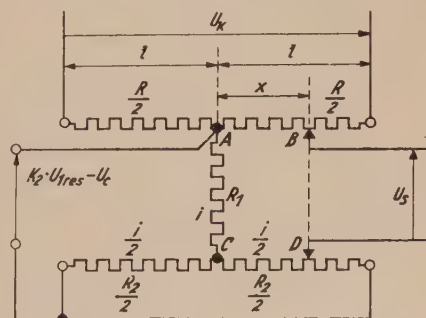


Abb. 7. Schaltung zur Verringerung der durch die Änderung der Netzspannung entstehenden Regelabweichung

Winkel β_{\min} ergibt. Man kann sie mit Hilfe der Vergrößerung von $\Theta'_{s\text{max}}$ verringern, d.h. der Verringerung [entsprechend Formel (22)] des Ausdruckes $\frac{a' \cdot r'_s}{W'_s}$.

Wenn sich z.B. $U_{1\text{resn}}$ zwischen den Grenzen $+5\%$ und -10% verändert, d.h. die mittlere Größe der Änderung gleich $\pm 7,5\%$ beträgt, wenn wir ferner, entsprechend der Praxis, annehmen, daß $\cos \beta_{\min} = 0,94$

und $\sin \beta_{\min} = 0,34$ und $\Theta'_{s \max} = 20 \Theta_{R0}$ ist, erhalten wir die Größe des prozentuellen Fehlers mit $\pm 2,2\%$.

Es ist aber möglich, den durch die Wirkung der Änderung der Netzspannung auf die Reibungskompensationswicklung entstehenden Fehler auf Grund folgender Überlegungen so bedeutend zu verringern, daß er mit praktischer Genauigkeit als aufgehoben betrachtet werden kann.

Nehmen wir an, daß die Steuerspannung U_s , mit der die Autodyne (Abb. 1) ihre Spannung U vergleicht, als algebraische Summe von drei Teilspannungen erzeugt wird (Abb. 7). Die erste erhalten wir zwischen dem Nullpunkt A des Potentiometers R und seinem Punkte B, in dem sich einer der beiden beweglichen Kontakte des Steuerstromkreises befindet. Die Größe

dieser Teilspannung beträgt offenbar $\pm \frac{U_K}{2} \cdot \frac{x}{l}$,

wobei U_K eine gegebene Gleichspannung darstellt, die das Potentiometer speist, l die halbe Länge des letzteren und x die Entfernung der Punkte A und B. Die zweite Teilspannung ergibt sich zwischen dem Punkt A, in dem ein Widerstand R_1 mit dem Potentiometer R verbunden ist, und dem Punkt C, in dem R_1 an die Mitte eines zweiten Potentiometers R_2 geschaltet ist. Durch die beiden zueinander parallelen Hälften des letzteren sowie durch R_1 fließt ein Strom i . Er möge durch eine solche Spannung erzeugt werden, die die Differenz einer zur Netzspannung proportionalen Gleichspannung von der Größe $K_2 \cdot U_{1 \text{ res n}}$ und einer konstanten Gleichspannung U_c darstellt. Die erwähnte zweite Teilspannung besitzt also die Größe

$$(K_2 \cdot U_{1 \text{ res n}} - U_c) \frac{4 R_1}{4 R_1 + R_2}.$$

Die dritte Teilspannung schließlich erhalten wir zwischen dem Punkt C und jenem Punkt D des Potentiometers R_2 , in dem letzterer vom zweiten beweglichen Kontakt des Steuerstromkreises berührt wird. Offenbar ist die Entfernung zwischen C und D ebenfalls x und die Teilspannung zwischen diesen Punkten besitzt also die Größe $(K_2 \cdot U_{1 \text{ res n}} - U_c) \frac{R_2}{4 R_1 + R_2} \cdot \frac{x}{l}$.

Die Steuerspannung U_s besitzt daher die Gesamtgröße:

$$U_s = \pm \frac{U_K}{2} \cdot \frac{x}{l} + (K_2 U_{1 \text{ res n}} - U_c) \frac{4 R_1 + R_2}{4 R_1 + R_2} \cdot \frac{x}{l}. \quad (25)$$

Wird U_c derart gewählt, daß

$$K_2 U_{1 \text{ res n}} = U_c \text{ ist,} \quad (26)$$

so hat beim Nennwert $U_{1 \text{ res n}}$ der Netzspannung die Steuerspannung U_s die Größe

$$U_s = \pm \frac{U_K}{2} \cdot \frac{x}{l}. \quad (27)$$

Vergrößert sich aber die Netzspannung um $\Delta U_{1 \text{ res}}$ so ergibt sich, daß U_s sich um $\frac{K_2 \Delta U_{1 \text{ res}}}{4 R_1 + R_2} \left(4 R_1 + R_2 \cdot \frac{x}{l} \right)$ vergrößert. Multiplizieren wir diese zusätzliche Spannung mit dem Ausdruck $\frac{W'_s}{a' \cdot r'_s}$, erhalten wir die von

letzterer hervorgerufene Durchflutung. Multiplizieren wir schließlich diese mit $K_1 \cdot (U_{1 \text{ res n}} + \Delta U_{1 \text{ res}}) \cdot \sin \beta$,

ergibt sich das von ihr erzeugte Bremsmoment. Wir erhalten also an Stelle der Gl. (23) nunmehr folgende

$$\begin{aligned} & 2 \cdot K_1 \cdot \Theta_{R0} \Delta U_{1 \text{ res}} - K_1 \left(K_3 + K_4 \frac{x}{l} \right) \frac{W'_s}{a' \cdot r'_s} \cdot \\ & \cdot \Delta U_{1 \text{ res}} \cdot (U_{1 \text{ res n}} + \Delta U_{1 \text{ res}}) \cdot \sin \beta = \\ & = K_1 \Theta_F (U_{1 \text{ res n}} + \Delta U_{1 \text{ res}}) \cdot \sin \beta, \end{aligned} \quad (28)$$

wobei

$$K_3 = \frac{4 K_2 R_1}{4 R_1 + R_2} \quad (29)$$

und

$$K_4 = \frac{K_2 R_2}{4 R_1 + R_2}. \quad (30)$$

Wenn wir abermals die Größe $\Delta U_{1 \text{ res}}$ im Nenner vernachlässigen — wodurch wir wieder den zu berechnenden Fehler um eine Reserve erhöhen — ergibt sich nunmehr:

$$\begin{aligned} \frac{(U_s - U) \cdot 100}{U_{s \max}} \% &= \frac{\Theta_F \cdot 100}{\Theta'_{s \max}} \% = \\ &= \frac{2 \cdot \Theta_{R0} \cdot \Delta U_{1 \text{ res}} \cdot 100}{\Theta'_{s \max} \cdot U_{1 \text{ res n}} \cdot \sin \beta} \% - \\ &= \frac{\left(K_3 + K_4 \frac{x}{l} \right) \frac{W'_s}{a' \cdot r'_s} \cdot \Delta U_{1 \text{ res}} \cdot 100}{\Theta'_{s \max}} \% \end{aligned} \quad (31)$$

Wählen wir $\frac{U_K}{2}$ gleich jener Spannung U , die sich ergibt, wenn die Netzspannung den Nennwert $U_{1 \text{ res n}}$ besitzt, und wenn $\beta = 0$ ist. Berücksichtigen wir nunmehr, daß diese Spannung die Größe $c_1 U_{1 \text{ res n}}$ besitzt [1], so erhalten wir

$$\frac{U_K}{2} = c_1 U_{1 \text{ res n}}. \quad (32)$$

Im allgemeinen Falle, wenn $\beta > 0$, erhalten wir anstatt (32) die Gleichung

$$U = c_1 U_{1 \text{ res n}} \cdot \cos \beta, \quad (33)$$

und wenn $\beta = \beta_{\min}$ die Gleichung

$$U_{\max} = c_1 U_{1 \text{ res n}} \cdot \cos \beta_{\min}. \quad (34)$$

Bedenken wir schließlich, daß die Autodyne (Abb. 1) gemäß dem Gesetz $U = U_s$ regelt, und daß gemäß Gl. (27) beim Nennwert der Netzspannung

$$U_s = \frac{U_K}{2} \cdot \frac{x}{l}$$

ist, so ergibt sich, daß

$$U = \frac{U_K}{2} \cdot \frac{x}{l} \text{ ist.} \quad (35)$$

Aus (32), (33) und (35) folgt, daß

$$\frac{x}{l} = \cos \beta \text{ ist.} \quad (36)$$

Ferner ist offenbar

$$\Theta'_{s \max} = U_{\max} \frac{W'_s}{a' \cdot r'_s} = c_1 U_{1 \text{ res n}} \cdot \cos \beta_{\min} \frac{W'_s}{a' \cdot r'_s}. \quad (37)$$

Führen wir schließlich die Konstanten

$$K_5 = \frac{K_3 \cdot \Theta'_{s \max}}{2 \cdot \Theta_{R0} \cdot c_1 \cdot \cos \beta_{\min}} \quad (38)$$

und

$$K_6 = \frac{K_4 \Theta'_{s \max}}{2 \cdot \Theta_{R0} \cdot c_1 \cdot \cos \beta_{\min}} \quad (39)$$

ein, erhalten wir folgenden Ausdruck für die sich ergebende prozentuelle Regelabweichung

$$\begin{aligned} \frac{U_s - U}{U_{s \max}} \cdot 100\%_0 &= \\ &= \frac{2 \cdot \Theta_{R0} \cdot \Delta U_{1 \text{res}} \cdot 100}{\Theta'_{s \max} \cdot U_{1 \text{resn}}} \left(\frac{1}{\sin \beta} - K_5 - K_6 \cos \beta \right). \end{aligned} \quad (40)$$

Wählen wir beispielweise $K_5 = 0,48$ und $K_6 = 2,06$, dann ergibt sich der maximale prozentuelle Fehler bei $\cos \beta = 0$, bei $\cos \beta = \pm 0,7$ und bei $\cos \beta_{\min} = \pm 0,94$ und beträgt:

$$\frac{U_s - U}{U_{s \max}} \cdot 100\%_0 = 0,52 \frac{2 \cdot \Theta_{R0} \cdot \Delta U_{1 \text{res}} \cdot 100}{\Theta'_{s \max} \cdot U_{1 \text{resn}}} \%_0. \quad (41)$$

Da in (24) anstatt 0,52 die Größe

$$\frac{1}{\sin \beta_{\min}} = \frac{1}{0,34}$$

figurieren würde, wurde die Abweichung infolge der Anwendung des Schemas (Abb. 7) im Verhältnis 0,177:1 kleiner als früher. Sie beträgt nunmehr nur $\pm 0,39\%$, d.h. praktisch spielt sie in der großen Mehrzahl der Fälle keine Rolle mehr.

4) Der Einfluß der Laständerung

Untersuchen wir nunmehr den Einfluß der Laständerung auf die Regelgenauigkeit der Autodyne.

Nehmen wir vorläufig an, daß die letztere weder ein Wicklungssystem der schlüpfenden Ständererregung noch eines zur Kompensierung des Reibungsmomentes besitzt, so kann eine Änderung der Belastung auf den Regelprozeß nicht einwirken, da ja der Belastungsstrom — analog zur Netzspannung — im Grundgesetz der Regelung nicht figuriert, was sich physikalisch damit erklären läßt, daß auch in diesem Fall der Einfluß des Spannungsabfalls auf die Größe von U automatisch durch die entsprechende Änderung des Winkels β kompensiert wird.

Anders steht die Sache aber, wenn der Einfluß der Spannungsabfälle im Läufer auf die vom Läufer aus gespeisten Ständerwicklungen berücksichtigt wird, d.h. auf die Durchflutungen Θ'_e und Θ_e des Wicklungssystems der schlüpfenden Ständererregung sowie auf die Durchflutungen Θ'_R und Θ_R des Reibungskompensationswicklungssystems [1].

Da im Läufer kein magnetisierender Strom fließt und diejenigen Läuferströme, die auch durch die soeben erwähnten Wicklungen hindurchgehen, sehr klein sind, werden wir im gegebenen Falle nur jene Spannungsabfälle berücksichtigen, die vom Belastungsstrom I und dem ihn kompensierenden Phasenstrom I_1 erzeugt werden, wobei

$$I_1 \equiv I \text{ ist.} \quad (42)$$

Deswegen kann angenommen werden, daß der in den Phasenwicklungen in der Richtung der Längsachse durch die Selbstinduktion des Stromes I_1 und durch die gegenseitige Induktion vom Strom I hervorgerufene resultierende induktive Spannungsabfall die Größe $a_1 \cdot I$

besitzt. Analog besitzt der in den Phasenwicklungen in der Querrichtung hervorgerufene, resultierende, aktive Spannungsabfall die Größe $a_2 \cdot I$. Aus diesem Grunde verändern die Durchflutungen der Ständerwicklungen ihre Größen. Z. B. wird die Durchflutung Θ'_e , die bei $I = 0$ gleich $a_3 \cdot E_{1 \text{res}} \cdot \cos \beta$ ist, bei Belastung die Größe

$$\Theta'_e = a_3 (E_{1 \text{res}} \cdot \cos \beta - a_2 I) \quad (43)$$

besitzen und analog

$$\Theta_e = a_3 (E_{1 \text{res}} \cdot \sin \beta - a_1 I) \quad (44)$$

sein.

$$\Theta_R = a_4 (E_{1 \text{res}} \cdot \cos \beta - a_2 I) \quad (45)$$

$$\Theta'_R = a_4 (E_{1 \text{res}} \cdot \sin \beta - a_1 I). \quad (46)$$

Die Größen a_1 bis a_4 sind alle konstant.

Bei Leerlauf ist — analog zu (19) — das von diesen 4 Durchflutungen hervorgerufene Drehmoment gleich

$$\begin{aligned} K_1 \cdot a_3 \cdot E_{1 \text{res}} \cdot \cos \beta \cdot E_{1 \text{res}} \cdot \sin \beta - K_1 \cdot a_3 \cdot E_{1 \text{res}} \cdot \sin \beta \cdot \\ \cdot E_{1 \text{res}} \cdot \cos \beta - K_1 a_4 E_{1 \text{res}} \cdot \cos \beta \cdot E_{1 \text{res}} \cdot \cos \beta - \\ - K_1 a_4 E_{1 \text{res}} \cdot \sin \beta \cdot E_{1 \text{res}} \cdot \sin \beta = -K_1 a_4 \cdot E_{1 \text{res}}^2. \end{aligned} \quad (47)$$

Bei Belastung erhält dieses Moment anstatt dessen folgende Größe:

$$\begin{aligned} K_1 a_3 (E_{1 \text{res}} \cdot \cos \beta - a_2 I) \cdot (E_{1 \text{res}} \cdot \sin \beta - a_1 I) - \\ - K_1 a_3 (E_{1 \text{res}} \cdot \sin \beta - a_1 I) \cdot (E_{1 \text{res}} \cdot \cos \beta - a_2 I) - \\ - K_1 a_4 (E_{1 \text{res}} \cdot \cos \beta - a_2 I)^2 - K_1 a_4 (E_{1 \text{res}} \cdot \sin \beta - a_1 I)^2 = \\ = -K_1 a_4 E_{1 \text{res}}^2 + 2 K_1 a_4 a_2 E_{1 \text{res}} \cdot I \cdot \cos \beta + \\ + 2 K_1 a_4 a_1 E_{1 \text{res}} \cdot I \cdot \sin \beta, \end{aligned} \quad (48)$$

wobei wir die verhältnismäßig kleinen Glieder $a_1^2 I^2$ und $a_2^2 I^2$ vernachlässigen. Es zeigt sich also, daß bei Belastung infolge der in der Phasenwicklung auftretenden Spannungsabfälle ein zusätzliches Moment M_I von der Größe

$$2 K_1 a_4 E_{1 \text{res}} \cdot I (a_2 \cdot \cos \beta + a_1 \sin \beta) = M_I \quad (49)$$

entsteht, welches das indifferente Gleichgewicht der Drehmomente der Autodyne stört.

Die durch dieses Moment hervorgerufene prozentuelle Regelabweichung erhalten wir, wenn wir in (4) anstatt M_i die Größe M_I einsetzen. Diese Abweichung läßt sich zwar prinzipiell durch Längs- und Querschlüpfungen aufheben, die vom Strom I durchflossen werden, in der Praxis ausgeführter Autodynens wurde aber wegen der geringen Größe dieser Abweichung bisher auf das erwähnte Mittel verzichtet.

Im übrigen sei nochmals auf die in Abschnitt 1) bereits erwähnte Tatsache verwiesen, daß die Größe sämtlicher in den Abschnitten 2) bis 4) erwähnten Regelungenauigkeiten durch Anwendung von zusätzlichen Verstärkern weitgehend weiter verringert werden kann.

Schrifttum

[1] O. BENEDIKT: Einige Elemente der Theorie der neuen elektrischen Maschine „Autodyne“. E und M, 76. Jg. (1959), H. 17, S. 401.

[2] O. BENEDIKT: Einige prinzipielle Schaltungsschemas der Autodyne. E und M, 76. Jg. (1959), H. 20, S. 473.

[3] O. BENEDIKT: Zur Berechnung der magnetischen Kreise der Autodyne. E und M, 78. Jg. (1961), H. 6, S. 237.

[4] O. BENEDIKT: Die neue elektrische Maschine Autodyne. Budapest: Verlag der ungarischen Akademie der Wissenschaften. 1957. Berlin: Akademie-Verlag. 1957.

Einfluß der Atomversetzungen auf die Festigkeit von Al₂O₃

Von K. SPADERNA, Worcester, USA

DK 539.41 : 669.717

In einer früheren Arbeit [1] wurde der Gitter- und Atomversetzungsmechanismus in spröden Stoffen, einschließlich Al₂O₃, an Hand von Festigkeitsversuchen betrachtet. Es ergab sich ein Zusammenhang zwischen der Biegefestigkeit einerseits und der Zug- und Druckfestigkeit andererseits, wobei auch die Steilheit eine Rolle spielte. Die Steilheit wurde als Verhältnis von Balkentiefe und Momentenarm definiert.

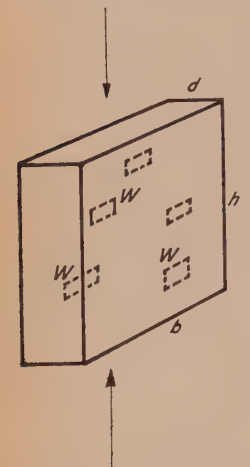


Abb. 1. Druckversuch an einem Prisma
W Weitungen, h Höhe, b Breite, d kleinere Dicke

Maße steigert. Für eine genauere Untersuchung wurde reines Aluminiumoxyd herangezogen, weil die gleichmäßige Herstellung der Prüflinge besonders gut überwacht werden konnte.

1) Druckversuche und Ergebnisse

Abb. 1 zeigt ein Versuchsprisma mit der kürzeren waagrechten Abmessung *d*, der längeren waagrechten Kante *b* und der Höhe *h*. Wenn bei konstantem *d* das Verhältnis $H = h/b$ in späteren Versuchen zu H' verkleinert wurde, ergaben sich zwei Druckfestigkeiten, eine größere σ_d und eine kleinere σ'_d . Ihr Verhältnis war

$$\sigma_d/\sigma'_d = K \cdot H/H'. \tag{1}$$

Hier ist *K* eine Konstante, die Raumdichte und Verriegelung der Atomversetzungen berücksichtigt. Der Wert *K* wechselt von Stoff zu Stoff.

Tabelle I zeigt die Ergebnisse für Ein- und Vielkristalle (EK und VK). Die letzteren hatten etwa $\leq 3 \mu$ mittleren Durchmesser. Sobald $H > 3$ wurde, bewirkte Knickung, daß das Gesetz (1) nicht mehr galt.

Das durchschnittliche $K = 0,54$ zeigte an, daß das Verhältnis der Druckfestigkeiten von zwei verschiedenen Prismen im Durchschnitt etwa halb so groß war wie das Verhältnis der *H*-Werte. Einkristalle (Reihe 5) ergaben kein klares Verhalten nach (1), wohl aber gebundenes Al₂O₃. Dies beweist, daß eine Bindschicht zwischen den Körnern den hier zugrunde liegenden Mechanismus nicht aufhebt.

Alle Vielkristalle der Tabelle I waren 99% heißgepreßtes Al₂O₃ mit 1% MgO.Al₂O₃ zum Einschränken des Kristallwachses. Reihen 3 und 4 waren gesintert aus verschiedenen Al₂O₃-Pulvern, mit verschiedenen Sinter-temperaturen und -zeiten. Die 99,99% reinen Saphire (Reihe 5) waren nach dem Verneuil-Prozeß hergestellt worden. Die Dichte war bei allen Reihen 3,98, nahe der theoretischen Dichte 4,0.

1,1) Vorschlag eines Mechanismus

Es erscheint selbstverständlich, daß die Energie zum Aufspalten eines Prismas mindestens so groß wie die Curiesche Oberflächenenergie des neuen Spaltes sein muß. Dies genügt aber nicht, um den Faktor *K* zu erklären.

Das Prisma baucht in der Mitte als Folge von zueinander schrägen Gleitbewegungen im kubischen Gitter sichtbarlich aus [1] (Abb. 1). Dies ist wahrscheinlich von inneren Weitungen *W* (Abb. 1) entlang Verwerfungen begleitet, wenn die Verwerfungen übereinander verschoben werden (Abb. 2). Prof. A. H. COTTRELL nennt solche Weitungen Cavities [2].



Abb. 2. Weitung *W*, entstanden durch Verschieben einer Verwerfung

Da Vielkristalle mit Korngröße $\leq 3 \mu$ besonders stark waren, nimmt der Verfasser an, daß eine große Gesamtlänge der Korngrenzen günstig ist. Wenn mit hundertfacher Geschwindigkeit abwärts belastet wurde, fiel die Festigkeit der Prismen um ein Viertel. Das deutet auf einen Erholungsvorgang hin, der in den Ver-

Tabelle I. Druckfestigkeit von Al₂O₃-Prismen

VK = Vielkristall, EK = Einkristall

Reihe Nr.	Abmessung, cm			$H = h/b$	$\sigma_d, \text{ t/cm}^2$	Mittler, $\sigma_d, \text{ t/cm}^2$	σ_d Verhältnis	<i>K</i>
	<i>d</i>	<i>b</i>	<i>h</i>					
1 VK	0,474	1,30	1,30	1,0	26; 23; 25; 28; 27	25,8	$\sigma_2/\sigma_1 = 1,14$	0,51
2 VK	0,472	0,573	1,27	2,22	23; 36	29,5	$\sigma_2/\sigma_4 = 1,27$	0,57
3 VK	0,474	0,55	1,30	2,36	49 Prüflinge	31,0	$\sigma_3/\sigma_1 = 1,20$	0,51
4 VK	0,474	1,30	1,30	1,0	28 Prüflinge	23,2	$\sigma_3/\sigma_4 = 1,34$	0,57
5 EK	0,132	0,71	1,02	1,44	18; 18	18,0	—	—

Belastung mit 0,1 mm/min abwärts.

suchsreihen der Tabelle I wirksam war, weil da mit nur 0,1 mm/min Abwärtsgang¹⁾ belastet wurde. Weitungen entlang den Korngrenzen mögen Millionen Atomversetzungen, die unter Spannung zur Stelle stärkster Beanspruchung eilen, wie Fallen einfangen. Gefangene Versetzungen erreichen aber nicht die halbe Prismenhöhe,

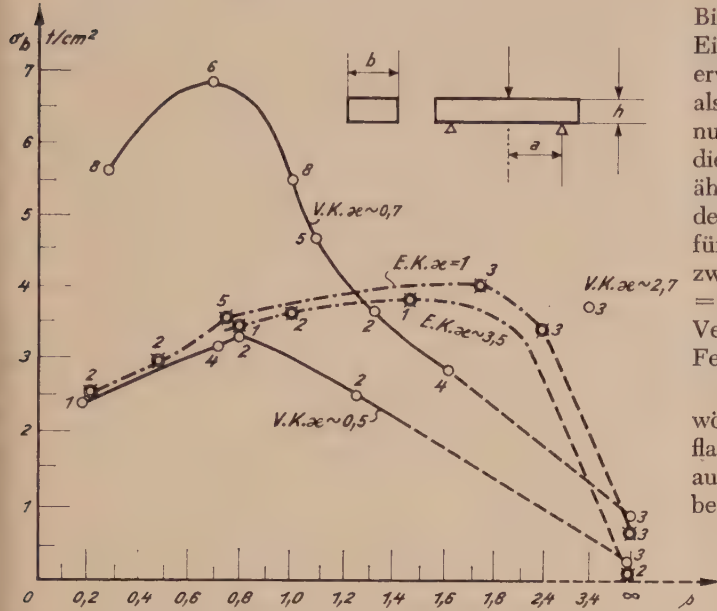


Abb. 3. Biegefestigkeit unter Einschneldenlast

Werkstoff: Al₂O₃, VK = Vielkristall mit Korngröße = 3 μ , EK = Einkristall, $s = h/a$, $\kappa = h/b$, σ_b Biegefestigkeit. Anzahl der Prüflinge angezeigt. Rechts oben erscheint der Prüfbalken

wo der kritische Sprung ansetzen würde, wenn genügend Versetzungen einträfen. Erst weiter gesteigerte Spannung spaltet das Prisma auf. Natürlich ist die Fallwirkung direkt verhältnismäßig zu h und verkehrt verhältnismäßig zu b (Abb. 1) und d . Je länger nämlich h ist, desto mehr Weitungen liegen im Pfad jeder Versetzung. Offenbar jagen jedoch um so mehr Versetzungen zur halben Prismenhöhe, je größer db ist. Allgemein ist also $\kappa = h/db$. Wie erwähnt, ist d in den Versuchen praktisch nicht verändert worden. K könnte den passenden Namen Fallenfaktor führen.

Ähnliche Verhältnisse, wie hier beschrieben, wurden auch bei gebundenem Al₂O₃ gefunden. Dies beweist, daß eine Bindung zwischen den Körnern den Mechanismus der Gl. (1) ähnlich fördert wie Korngrenzen.

2) Biegeversuche und Ergebnisse für Einschneldenlast

Da bei Vielkristallen der Höhenseitenquotient $\kappa = h/b$ als Parameter für Druckfestigkeit benutzt werden könnte, sollte es auch möglich sein, κ als Parameter für die Biegefestigkeit σ_b zu gebrauchen. Nur muß dann [1] die Steilheit $s = h/a$ gleichgehalten werden. Hier bedeutet b die Balkenbreite, h die Balkenhöhe, a den Momentenarm.

$$\sigma_b/\sigma'_b = K'\kappa/\kappa', \tag{2}$$

wenn $\sigma_b > \sigma'_b$ und $\kappa > \kappa'$ eingesetzt werden.

Tabelle II und Abb. 3 zeigen die Biegefestigkeit als Funktion der Steilheit s . Die Last wurde (Abb. 3) über Mitte Stützweite (Einschneldenlast) mittels 0,1 mm/min

¹⁾ Tinius-Olsen-Prüfmaschine.

Abwärtsbewegung vergrößert. Drei 3 mm ϕ WC-Bolzen nahmen die äußeren Kräfte auf, ohne Spuren einer Verformung zu zeigen. Das Al₂O₃ war das gleiche wie beim Druckversuch. Die Rundstangen aus Einkristall hatten 3,18 mm ϕ . Die auffallendsten Ergebnisse und ihre Deutung seien im folgenden gemeinsam gebracht.

Während bei Vielkristallen höheres κ einer höheren Biegefestigkeit entsprach, schien diese Beziehung bei Einkristallen zu fehlen. Einkristalle waren schwächer, erwiesen sich aber weniger abhängig von der Steilheit s als Vielkristalle. Da Versetzungen längs jedes Spannungsgefälles zu stärker beanspruchten Stellen eilen, ist die Steilheit s in ihrer Aussage über Versetzungsverkehr ähnlich dem Höhenseitenquotienten κ ; nur die Richtung des Verkehrs ist verschieden: hauptsächlich waagrecht für s , hauptsächlich lotrecht für κ . Daher ist K' etwa zweimal so groß, wie K für Druck war. Im Mittel $K' = 1,3$. Zur Oberseite des Balkens eilen natürlich auch Versetzungen, doch ist die gezogene Unterseite für die Festigkeit maßgeblich.

In Abb. 3 zeigen die σ_b -Kurven ziemlich scharfgewölbte Gipfel für Vielkristalle bei $s = 0,7 \dots 0,8$ und flachere Gipfel für Einkristalle bei $s = 1,4 \dots 1,75$. Wie aus der früheren Arbeit ([1], Abb. 4) hervorgeht, laufen bei Einschneldenlast einige Linien des Querspannungsgefälles σ_d und entsprechende Gleitebenen nicht zum Balkenboden unmittelbar unter der Lastschneide. Entlang diesen Gefällen erreichen also Versetzungen die Unterseite des Balkens rechts und links vom kritischen Querschnitt. Deshalb erscheint die Biegefestigkeit dann nicht nur, sondern ist wirklich größer als bei Zweischneidenlast; die schädlichen Versetzungen werden von Mitte Stützweite z. T. ferngehalten²⁾. Falls keine Korn-Gleitebene in Richtung des Gefälles vorhanden ist, kann die Gleitfläche auch kleine Körner ($< 3 \mu$) umgehen. Bei Einkristallen ist dagegen ihr System von Gleitebenen räumlich weitgehend festgelegt. Selten wird ein Gefälle mit einer Gleitebene des Kristalls zusammenfallen. Daher ist der Vorteil der Versetzungszerstreuung mäßiger als bei Vielkristallen.

Die Gipfelabfälle der Biegefestigkeiten in s -Richtung mögen davon stammen, daß über einer gewissen Steilheit die erwähnten Gleitflächen außerhalb der Stützweite auf den Balkenboden treffen würden, falls dort noch Balken vorhanden wären. Die einzige Wirkung dieser Gleitflächenschar ist dann verstärkter Schub in Längsrichtung des unteren Balkens, was die Biegefestigkeit schwächt. In Nähe der Steilheit, wo der Gipfel erschien, übertraf die theoretisch höchste Schubspannung $\sigma_{s \max}$ die gemessene Schubfestigkeit und wuchs dann weiter mit zunehmender Steilheit, was auf innere Risse im mittleren Balkenbereich schließen läßt (Tabelle II) [3].

Stoßbelastung mit 1 cm/min Abwärtsbewegung, statt der 0,1 mm/min in den obigen Versuchen, senkte die Biegefestigkeit der Vielkristalle um ein Drittel.

Zusätze von hochschmelzenden Metallkarbiden, z. B. 1...4% TiC (Korn $< 3 \mu$) verflachten gewöhnlich die Gipfel der Festigkeit und verschoben sie zu höheren Steilheiten, wo sie reines Al₂O₃ übertrafen. Vielleicht

²⁾ Bei Zweischneidenlast ist praktisch jeder Querschnitt zwischen beiden Schneiden kritisch. Also tritt keine Gipfel-festigkeit auf.

Tabelle II. Biegefestigkeit σ_b von Al₂O₃-Balken unter Einschneidenlast

Steilheit $s = h/a$	Abmessungen, cm		σ_b , t/cm ²	σ_b mittel, t/cm ²	Kristallbau	σ_s max, t/cm ²
	h	b				
0,33	0,419	0,632	5,44; 4,94; 4,94; 5,56; 6,34; 6,14; 5,13; 6,24	5,59	VK Korn $\leq 3 \mu$	0,47
0,71	0,508	0,635	6,80; 7,41; 6,18; 7,55; 5,33; 7,17	6,74		1,20
1,00	0,421	0,635	6,02; 4,38; 6,79; 4,87; 6,52; 4,17; 6,06; 5,00	5,48		1,37
1,11	0,457	0,457	6,73; 3,42; 4,00; 4,22; 5,13	4,70		
1,36	0,576	1,270	3,69; 3,69	3,69		
1,60	0,685	0,457—1,52	4,23; 2,14; 2,64; 4,23; 2,67	2,92		
∞	0,508		$\sigma_s = 1,17; 0,65; 0,86$	0,89		
0,20	0,137	0,756	2,40	2,40	VK Korn $\leq 3 \mu$	
0,65	0,274—0,279	0,305—0,762	3,66; 3,48; 2,75; 2,99	3,22		
0,80	0,343	0,762	3,40; 3,36	3,38		
1,22	0,305	0,305—0,711	2,66; 2,48	2,59		1,23
3,40	1,270	0,467	3,70; 3,74; 3,72	3,72		
∞	0,254		$\sigma_s = 0,27; 0,22; 0,35$	0,28		
0,82	0,345	0,114	3,49	3,49		
1,00	0,424	0,114	3,81; 3,49	3,65	EK Rechteck- balken	0,91
1,43	1,02	0,114	3,72	3,72		
2,16	0,343	0,132	2,57	2,57		
∞	0,112		$\sigma_s = 0,18; 0,3$	0,24		
0,25	0,318	0,318	2,5; 2,5	2,5		
0,445	0,318	0,318	2,35; 3,28	2,82		
0,75	0,318	0,318	3,3; 4,38; 3,92; 2,82; 3,33	3,55		
1,75	0,318	0,318	2,98; 4,81; 4,18	3,99	EK Rundstange $\varnothing 0,318$ cm	
2,00	0,318	0,318	3,58; 4,24; 2,43	3,42		
∞	0,318		$\sigma_s = 0,52; 0,77; 0,64$			

ändern solche Beimengungen den Abstand der Gleitflächen bei verschiedenen Steilheiten und somit den Versetzungsverkehr sowie die Häufigkeit der Kornschnitte. Korngrößen über 5 μ erzeugten eine mit Kornzunahme abfallende Festigkeit, vielleicht, weil ungeschnittene Körner, die als Verankerung des Gefüges wirken, hier selten wurden.

Einseitig eingespannte Vielkristallbalken, die am freien Ende 60 Schläge je Sekunde erhielten, brachen an der Einspannkante in lotrechte Blätter auf wie bei Druckversuch. Das unterstreicht die Ähnlichkeit des Biege- und Druckversuchs.

Obwohl eine Verallgemeinerung der obigen Ergebnisse verfrüht wäre, läßt sich doch von Messungen an anderen spröden Stoffen, z. B. gebundenem Al₂O₃, MgO³⁾, SiC, ableiten, daß bei Werkstoffen *geringer*

³⁾ Unter Berücksichtigung der Bruch-, nicht der Streckgrenze.

Zähigkeit Beziehungen zwischen Festigkeit, κ , s , und K (K') herrschen. Diese Beziehungen sind ähnlich, wie hier für Al₂O₃ gezeigt worden ist.

Die Anwendung der herkömmlichen Festigkeitsformeln bei $s > 0,3$ in Biegung und bei $\kappa > 1,0$ in Druck erfordert Kenntnis dieser Werte. Für die Voraussage von Festigkeit bei verschiedenem κ ist der Fallenfaktor von Nutzen. Die Festigkeit, die für einen Anwendungsfall in Betracht kommt, kann einen Bruchteil der bekannten Festigkeit betragen.

Schrifttum

[1] SPADERNA, K.: Eine neue Betrachtung der Biegefestigkeit. E und M, 77. Jg. (1960), S. 99...101.

[2] Conference on Fracture, Swampscott, USA. Papers. 12. April 1959. Patenschaft: National Research Council, USA.

[3] LAURSON-Cox: Mechanics of Materials. 1949, S. 132 bis 136.

Rundschau

Kernenergie

DK 620.9(52) : 621.039.57(52)

Atomenergie in Japan. Von F. REICHEL, München.

Im Jahre 1952 wurde ein Gesetz zur Beschleunigung der Erforschung von Energiequellen verabschiedet. Zu diesem Zweck wurde die staatliche Japan Electric Development Co. mit einem Kapital von 278 Mill. Dollar gegründet. Primäre Vorhaben der Gesellschaft sind der Bau der großen Staudämme von Sakuma und Tadami, um die Versorgung der Wasserkraftwerke auch in Trockenzeiten sicherzustellen.

Die Politik der Vergangenheit, die dem Bau von Wasserkraftwerken den Vorrang gab, wurde vor kurzem revidiert, weil durch den raschen technischen Fortschritt auf dem Gebiet der kalorischen Energieerzeugung diese wirtschaftlicher ist.

Im Jahre 1951 benötigte man in Japan noch 0,95 kg Kohle zur Erzeugung einer kWh. Durch Modernisierung der Anlagen konnte der Brennstoffbedarf um ein Drittel (0,63 kg Kohle für 1 kWh 1957) reduziert werden. Die Mechanisierung und Automatisierung bei den Elektrizitätsgesellschaften führte zur Verringerung des Personals. Die verkauften Energieeinheiten pro Angestellten verdoppelten sich von 1951...1957.

Durch das in zunehmendem Maße auf Wärmekraftwerke gelegte Gewicht vergrößert sich der Bedarf an Kohle und Schwerölen. Dadurch wächst die Abhängigkeit der Energieindustrie von eingeführten Brennstoffen, zumal kaum zu erwarten ist, daß die einheimische Kohlenförderung in Zukunft sehr gesteigert werden kann. Die zunehmenden Schwierigkeiten in der Energieversorgung haben dazu geführt, daß sowohl Staatsstellen als auch die Privatwirtschaft die Entwicklung der Kernenergie im Ausland mit Interesse verfolgen.

Dringender als andere Industriestaaten der Welt ist Japan darauf angewiesen, Kernenergie für die Wirtschaft nutzbar zu machen. Seit dem Jahre 1952 hat die japanische Atomforschung rasche Fortschritte gemacht. Das Zentrum der atomwissenschaftlichen Forschung ist die Universität Osaka. Die japanische Regierung gewährt Forschungsfonds, wie z. B. schon 1955 an die Electric Co. Auch von einzelnen Großunternehmen selbst werden erhebliche Mittel für wissenschaftliche und technische Forschung zur Verfügung gestellt. So wird die Tokyo Shibaura Electric Co. in Kawasaki mit einem Kostenaufwand von 6 Mill. US-Dollar ein Forschungsinstitut errichten, das Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der Verwendung von Elektrizität und Atomkraft dienen soll. Weitere sich der Nutzbarmachung der Kernenergie widmenden Gesellschaften sind die Mitsubishi Electric Co., Japan Carbon Co. Ltd. und die Tokai Electric Corp. Die Showa Denko Co. betreibt auf ihrer Kawasaki-Anlage die Erzeugung Schweren Wassers mit einer Jahreskapazität von 2 t. Zur Zeit können nur 2% des benötigten Schweren Wassers in Japan erzeugt werden.

Die Arbeitsgrundlagen zur friedlichen Nutzung der Atomenergie wurden in den Jahren 1955...1957 geschaffen: das Grundgesetz über die Atomenergie (1955), das Gesetz über die Gründung der Atomenergiekommission (1959); die Atomenergiekommission selbst wurde im Januar 1956 gegründet und einige Monate später das japanische Atomenergie-Forschungsinstitut. Schon Ende 1955 schloß Japan mit den USA ein Abkommen, das amerikanische Hilfeleistungen beim Aufbau der japanischen Atomenergiewirtschaft vorsieht.

Im Finanzjahr 1955 bewilligte der Staatshaushalt 368 Mill. Yen für Grundsatzforschung und Untersuchungen über den Bau eines Atomreaktors. Im Jahre 1956 betrugen die Ausgaben für diese Zwecke schon 3,6 Md. Yen und 1957 9 Md. Yen.

Die Pläne für das erste in Asien mit Atomkraft betriebene Kraftwerk wurden 1959 abgeschlossen. Zu diesem Zweck wurde schon 1957 von verschiedenen japanischen Energiegesellschaften die Japanese Atomic Power Generation Co. gegründet. Die Gesamtkosten des Projektes werden rund 86 Mill. Dollar betragen. Die Anlage wird mit einem 150-MW-Generator vom Typ Calder Hall ausgerüstet und soll Ende 1963 das Gebiet von Groß-Tokio mit Kraftstrom versorgen. Das zum Betrieb erforderliche Uran wird die britische Atomenergiebehörde zur Verfügung stellen.

Auf dem Gebiet der Gewinnung elektrischer Energie durch Kernspaltung wollen zukünftig Japan und Kanada eng zusammenarbeiten. Ein entsprechendes Koordinationsabkommen wurde Anfang Juli 1959 in Ottawa geschlossen.

Die japanische Uranproduktion und -aufbereitung liegt in Händen der Japan Mining und der Mitsubishi Metals.

Uranvorkommen befinden sich in verschiedenen Teilen Japans, insbesondere im Gebiet des Mt. Dairo in der Kyoto-Präfektur, wo der radioaktive Gehalt des Uranerzes am stärksten ist. Ferner 0,16prozentige Uranerze an der Küste des Japanischen Meeres in der Kogamo-Mine bei Kuravoshi in der Tottori-Präfektur. Auch innerhalb der Miyoshi Tungsten Mine in der Okayama-Präfektur werden Uranerze abgebaut. Die Nissan Chemical Corp. gewinnt Uran durch Extrahierung importierter Phosphaterze mit einem Urangehalt von 0,01...0,15%. Zu einer bedeutenden Gesellschaft auf dem Uransektor hat sich in den letzten Jahren die 1956 gegründete Japanische Gesellschaft für Kernbrennstoffe entwickelt, deren Kapital sich Ende Juni 1959 auf 1,68 Md. Yen belief. Die Gesellschaft befaßt sich gegenwärtig hauptsächlich mit Schürfarbeiten an Uranvorkommen und hat neben 13 eigenen für weitere 248 Uranerzminen die Schürf- und Abbaurechte erworben. In der Provinz Kita Kami, einschließlich der Bezirke Iwate und Miyagi, sind die Schürfarbeiten bereits beendet, ebenso im Westen von Okayama sowie in verschiedenen Teilen von Gifu Yamaguchi, Fukuoka und Kagoshima. Das Fernziel dieser Gesellschaft ist es, sowohl die in Japan entworfenen Atomreaktoren wie auch die Reaktoren vom Calder-Hall-Typ, die aus Großbritannien bezogen werden sollen, mit einheimischen Kernbrennstoffen zu versorgen. Eine weitere wichtige Aufgabe sieht die Gesellschaft in der Wiederverwendung von bereits gebrauchten Kernbrennstoffen und der Isolierung von Plutonium aus Uran als Kernbrennstoff.

(Vereinsbank Hamburg, Länderbericht Japan, [1959]).

DK 620.93(410) : 621.039.577(410)

Die britische Atomenergiewirtschaft. Von F. REICHEL, München.

1) Einleitung. Chapel Cross am Solway Firth ist das zweite atomare Kraftwerk Großbritanniens und das fünfte der Welt. Seit Calder Hall als erstes Kernkraftwerk der Welt die Erzeugung von Elektrizität für kommerzielle Verwendung aufnahm, haben die Amerikaner ein Kernkraftwerk in Shippingport errichtet, die Russen besitzen eines in Sibirien und die Franzosen erzeugen Kernkraftstrom in Marcoule/Avignon. Diese fünf nuklearen Kraftwerke verkaufen den erzeugten Strom, aber keines ist für diesen Zweck allein errichtet worden. Die amerikanische Anlage ist ein übergroßer Reaktor für Unterseeboote und keineswegs dafür geplant, Strom zu wirtschaftlich rentablen Preisen zu erzeugen. Die beiden britischen Anlagen in Calder Hall und Chapel Cross sowie das französische und das russische Werk wurden in erster Linie erbaut, um Plutonium für Bomben herzustellen. Sie erzeugen Kraftstrom als ein Nebenprodukt, da die Reaktoren, die das Plutonium herstellen, gekühlt werden müssen. Die Atomenergiebehörde

verkauft den in Calder Hall und Chapel Cross erzeugten Strom an die Elektrizitätswirtschaft in England und Schottland zu dem bestmöglichen Preis.

Die Anlage des Werkes von Chapel Cross kostete 34 Mill. £ oder etwa 185 £ je kW installierter Kapazität. Das ist etwa dasselbe, was 1 kW installierter Kapazität in Calder Hall gekostet hatte und etwa 50% mehr, als nach Schätzungen der Elektrizitätswirtschaft die Errichtung von nuklearen Kraftwerken kosten soll, die nach dem gleichen Prinzip arbeiten, aber in erster Linie für die Erzeugung von Kraftstrom entworfen werden. Deshalb können weder Calder Hall noch Chapel Cross die wichtige Frage beantworten, wie teuer die Erzeugung von Kraftstrom in Kernkraftwerken sein wird und ob die Produktionskosten den Wettbewerb mit anderen Brennstoffen gestatten.

Großbritannien hat sich auf ein Atomkraftprogramm festgelegt, daß die Installierung von 6 GW bis 1967 vorsieht, in diesem Jahr sollen die Kernkraftwerke 25% des im Land benötigten Kraftstroms erzeugen. Dieses Programm kann großzügig erweitert oder eingeschränkt werden. Kürzlich wurde es eingeschränkt, da zwischen dem Bau des Kernkraftwerkes in Hinkley Point und demjenigen in Wales eine Lücke von zwei Jahren entsteht. Als das Atomkraftprogramm im Jahre 1955 entworfen und 1957 auf das Dreifache erweitert wurde, nahm man an, daß die Produktionskosten der Wärmekraftwerke sich erhöhen und diejenigen der Kernkraftwerke sinken würden. Aus den verschiedensten Gründen fallen jedoch die Gesteungskosten für atomaren Kraftstrom langsamer als angenommen worden war, während die Kosten für thermalen Kraftstrom in einem Maße sanken, das damals noch nicht erwartet wurde.

2) Anlagekosten. Aus zwei besonders wichtigen Gründen hat sich der Bau von Kernkraftwerken verteuert. Erstens ist der Zinssatz für langfristige Anlagen von 4% auf 5 bis 6% gestiegen. Zweitens müssen seit dem Brande von Windscale mehr und kostspieligere Sicherheitsmaßnahmen getroffen werden, um das Risiko ähnlicher Unfälle auszuschließen. Diese Erhöhungen machen 20% der Nettokosten aus und wirken den außerordentlichen Einsparungen entgegen, die sonst möglich gewesen wären, da es den Ingenieuren gelungen ist, die Kraftstromproduktion zu geringfügig erhöhten Anlagekosten erheblich zu steigern.

Die Reaktoren von Chapel Cross und Calder Hall sind vom gleichen Typ, und die kleinsten Reaktoren, bei denen noch mit natürlichem Uran als Brennstoff gearbeitet werden kann. Jeder dieser Reaktoren hat eine Leistung von 46 MW mit Anlagekosten von 186 £ je kW installierter Kapazität. Das größte bisher in Angriff genommene Werk ist das von Hinkley Point. Seine Reaktoren haben eine installierte Kapazität von je 250 MW, die Kosten betragen 108 £ je kW installierter Kapazität. Bei dem nächsten Kraftwerk in Wales werden die Reaktoren eine installierte Kapazität von je 30 MW aufweisen, die Kosten werden je kW aber die gleichen sein wie in Hinkley Point. Es mag aber möglich sein, bei zukünftigen Kraftwerken die Anlagekosten je kW installierter Kapazität um weitere 10 £ zu senken. Wenn diesen Kraftwerken vom Typ Mark I in der zweiten Hälfte der sechziger Jahre Kraftwerke vom Typ Mark II folgen werden, die geringfügig angereicherten Brennstoff und höhere Gastemperaturen verwenden, könnten die Anlagekosten je kW installierter Kapazität auf 80...90 £ sinken, aber nicht wesentlich niedriger.

Es scheint wenig Hoffnung auf eine wirklich drastische Senkung der Anlagekosten für nukleare Kraftwerke nach britischem Muster zu bestehen, ehe nicht wesentlich kleinere Reaktoren konstruiert werden können. Kleine Reaktoren setzen stark angereicherten Brennstoff voraus, und vor 1970 werden weder billiger Brennstoff dieser Art noch die geeigneten Reaktoren zur Verfügung stehen. Diese Kapitalintensität der Kernkraftwerke erzwingt ihre ständige volle Ausnutzung, aber richtig eingesetzt, werden sie einen großen Anteil des britischen Kraftstroms liefern, und ihre

Kosten werden einen bedeutenden Faktor für die Bemessung der Höhe der zukünftigen Strompreise darstellen.

3) Strompreise. Zu den Anlagekosten rechnen die britischen Elektrizitätsbehörden 10% für sonstige Kosten wie Straßenbau usw. hinzu und kommen dann zu dem Ergebnis, daß der von mittleren Kernkraftwerken, die mit natürlichem Uran arbeiten, gelieferte Strom etwa 0,7...0,8 Pence je Einheit kosten wird. Bei etwas größeren Kraftwerken werden diese Kosten etwa 0,6 Pence betragen. Die Kraftwerke vom Typ Mark II, die etwa 1970 in Betrieb genommen werden und mit leicht angereichertem Brennstoff arbeiten, werden eine Einheit zu etwa 0,5 Pence liefern. Diese Zahlen sind geschätzt, aber sie bedeuten, daß die Kernkraftwerke während des nächsten Jahrzehnts Strom liefern werden, der 20% teurer ist als der von den besten Wärmekraftwerken gelieferte. Ein modernes Wärmekraftwerk, das auf Kohlenfeldern errichtet ist, kann Elektrizität billiger als für 0,6 Pence je Einheit liefern, wenn es je Tonne Kohle 73 sh bezahlt. Und es besteht kein Grund zu der Annahme, daß angesichts der Konkurrenz der Kernkraftwerke die Kohlenpreise steigen werden. Außerdem könnten die thermischen Kraftwerke immer noch auf amerikanische Kohle oder Öl ausweichen.

Außerdem sind die Anlagekosten für Wärmekraftwerke seit dem Zeitpunkt, da die Kernkraftwerke geplant wurden, erheblich gesunken. Damals betrugen sie 70...75 £ je kW installierter Kapazität, jetzt betragen sie etwa 40 £. Diese Kostensenkung liegt nicht so sehr an technischen Verbesserungen, als daran, daß größere Kraftwerke gebaut werden.

4) Brennstoffkosten. Im Augenblick können die Konstrukteure von Kernkraftwerken wenig tun, um die Preise zu senken, denn die bereits bestehenden Kernkraftwerke sind Zuschußbetriebe. Jedoch ist ein scharfer Preisfall für natürliches Uran zu erwarten. Augenblicklich kostet Uran etwa 10 000...11 000 £ je t. Dieser Preis wurde in langfristigen Kontrakten festgelegt, die in drei bis vier Jahren auslaufen. Diese Preise wurden festgelegt, als natürliches Uran knapp war, und sollten die Erschließung neuer Bergwerke ermutigen. Wenn diese Kontrakte auslaufen, erwartet man, daß der Preis je Tonne Uran auf 5 000...6 000 £ sinken wird. Damit sinkt auch der Preis für bearbeitetes Uran, das die Kraftwerke benutzen, um 25%. Die Atomenergiebehörde verlangt jetzt etwa 20 000 £ je Tonne zubereiteten Brennstoffs, d. h. 10 000 £ für das Uran, das er enthält, und 10 000 £ für die Verarbeitungskosten. Eine Preissenkung von 5 000 £ je Tonne würde bei einer Menge von 800...1 000 t Brennstoff, die die größeren Kraftwerke benötigen, eine beträchtliche Preissenkung bedeuten. Wenn die Gesamtkapazität von 6 GW installiert und in Betrieb ist, werden bei den 4 000 t Brennstoff, die dann jährlich benötigt werden, 20 Mill. £ jährlich eingespart werden. Die Brennstoffkosten machen schätzungsweise 25% der Nettokosten des Atomkraftstroms aus. Ganz einfach ist jedoch die Voraussage des künftigen Preises nicht, da der verbrauchte Brennstoff, der Plutonium enthält, von der Atomenergiebehörde für 5 000 £ je Tonne zurückgekauft wird, was sich auf den gegenwärtigen Strompreis auswirkt, der dadurch um 10% verbilligt wird. Wenn der Preis für natürliches Uran fällt, muß der Preis für Plutonium auch sinken. Aber die Kraftwerke ziehen niedrige Brennstoffpreise einem hohen Plutoniumpreis vor.

Die Senkung des Uranpreises allein kann nicht die Lücke schließen, die zwischen den Unkosten für die herkömmliche Stromerzeugung und derjenigen für Atomkraftstrom klafft. Ehe sich nicht der sinkende Preistrend für Kohle und Erdöl umkehrt, muß damit gerechnet werden, daß Kraftwerke vom Typ Mark I (Calder Hall), die natürliches Uran nutzen, einen ständigen Kostennachteil von 10...20% gegenüber den leistungsfähigsten Wärmekraftwerken in Kauf nehmen müssen. Das bedeutet jedoch nicht, daß das britische Atomkraftprogramm von falschen Voraussetzungen ausging oder

zur unrechten Zeit durchgeführt wurde. Auf lange Sicht gesehen, werden die Kosten für Atomkraftstrom sinken oder auf gleicher Höhe bleiben, während die Preise für Kohle und Erdöl sehr wahrscheinlich steigen werden.

Von den Kernkraftwerken, die bis 1967 gebaut werden, erspart jedes 1 Mt Kohle jährlich. Sie waren aber nur zum Teil deshalb geplant worden, um den Druck auf andere Brennstoffe, der damals wahrscheinlich war, zu erleichtern. Der Hauptgrund für ihre Errichtung war die Gewinnung technischer Erfahrung und die Förderung des technischen Fortschritts, um später bessere und billigere Kernkraftwerke bauen zu können. Diese Fortschritte hängen hauptsächlich von der Entwicklung der Kernbrennstoffe ab. Der einzige Brennstoff dieser Art, der diesseits des Atlantiks wirtschaftlich hergestellt werden kann, besteht aus einer Mischung natürlichen Urans mit dem in Kernkraftwerken gewonnenen Plutonium. Die Wissenschaftler haben die technischen Probleme, die die Verwendung von Plutonium in Kraftwerken aufgibt, erst teilweise gelöst. Aber von ihren Fortschritten während der nächsten fünf Jahre hängt die wirtschaftliche Zukunft des Atomkraftstroms wesentlich ab.

(The Economist, London, Nr. 6037, vom 9. Mai 1959.)

Werkstoffe

DK 620.22 : 621.312 : 669.717

Aluminium in der Elektrotechnik. Von H. HEINER, Krefeld.

Im Durchschnitt der letzten neun Jahre nahm in der Bundesrepublik die Elektrotechnik 14% des Aluminiumverbrauchs auf, je zur Hälfte für Leistung und Zubehör bzw. für elektrische Maschinen und Apparate. Wenn man die großen Abnehmergruppen Verkehr, Bauwesen und Elektrotechnik zusammen betrachtet, so entfallen auf diese Abnehmerfront 42% des verbrauchten Aluminiums.

Der Aluminiumverbrauch in der Elektrotechnik ist neuerdings etwas rückläufig, während in den anderen wichtigen Anwendungsgebieten generell eine — zum Teil erhebliche — Zunahme eingetreten ist. In der Elektrotechnik dürfte vor allem das Auslaufen des Nachholbedarfes eine Rolle spielen, aber auch der Umstand, daß durch die technische Entwicklung der letzten Zeit der spezifische Materialbedarf im Freileitungsbau zurückgeht.

Im Freileitungsnetz der öffentlichen Elektrizitätswerke der Bundesrepublik konnten die drei Aluminium-Bauarten (Rein-Aluminium, Stahl-Aluminium, Aldrey) ihren Anteil von 36% im Jahre 1938 auf über 70% im Jahre 1959 erhöhen. Das Stahl-Aluminium-Seil gilt heute als die weit an der Spitze liegende Seilbauart für Fernleitungen.

Aber auch auf anderen Gebieten der Elektrotechnik, so u. a. bei der Herstellung von Leuchten, Elektrogeschirren, Gehäusen von Elektrowerkzeugen und Elektrogeräten für den Haushalt sind gute Absatzaussichten festzustellen.

Da die neuerdings in den USA aus Aluminium hergestellten Gerüste von Freiluftschaltanlagen beachtliche Vorteile zu bieten scheinen, sollte man sich nach Meinung deutscher Fachleute auch einmal in Westdeutschland damit befassen. In den USA bemüht man sich, Transformatoren zu entwickeln, für die Aluminium nicht nur als Wicklungswerkstoff, sondern als Konstruktionsmaterial für den Ölkessel und alle Armaturen mit Ausnahme des Blechkernes und seiner Verspannung verwendet wird.

Obwohl die Verwendung von Aluminium als Leiterwerkstoff nun schon auf eine jahrzehntelange erfolgreiche Bewährung zurückblicken kann, sind die zuständigen Fachleute sehr bemüht, ihre Liefer- und Berechnungsunterlagen immer noch mehr zu verfeinern. So liegen jetzt neue Leitfähigkeitsmessungen an Aluminiumlegierungen sowie — noch als Entwurf — Neufassungen des Normblattes DIN 40 501 „Aluminium für die Elektrotechnik, Technische Lieferbedingungen“ vor.

DK 678.5

Neue Entwicklungslinien in der Kautschuksynthese — Vielzweckkautschuke stehen Spezialkautschuken gegenüber. Von H. HEINER, Krefeld.

Am deutschen Markt wird ab Frühjahr 1960 ein neuer Synthesekautschuk angeboten, der sich besonders zur Herstellung von Lastwagen- und Riesenluftreifen eignet.

Der von der Chemischen Werke Hüls AG, Marl, Kreis Recklinghausen, vor einigen Tagen angekündigte neue Synthesekautschuk — Polybutadien — zählt zu den sogenannten Spezialkautschuken. Dieser Synthesekautschuk soll in Mischung mit Naturkautschuk für die Bereiche verwendet werden, in denen der synthetische Kaltkautschuk nicht eingesetzt werden kann. Als Hauptanwendungsgebiete bieten sich für diesen neuen Synthesekautschuktyp große Reifen (LKW-Reifen und Riesenluftreifen für Omnibusse) an, also für Spezialgebiete, wo sich bisher nur Naturkautschuk bewährt hatte. Die hierfür erforderlichen Spezialeigenschaften — verbesserte Abrieb- und Hysteresee-Eigenschaften — findet man bei diesem neuen Synthesekautschuktyp. Bei Reifen spielt dieses physikalische Charakteristikum keine so große Rolle, so daß der PKW-Reifen als Prototyp des Buna-Reifens anzusprechen ist. Zunächst werden keine großen Mengen des neuen Synthesekautschuks auf den Markt kommen, da es sich bekanntlich um ein Spezialgebiet handelt, in dem keine Massenfertigung zu erwarten ist. In der Kalkulation wird man zu Verkaufspreisen gelangen, die sich in der Größenordnung des Naturkautschukpreises bewegen werden.

Es wird von dem Herstellerwerk des Polybutadien-Kautschuks, Chemische Werke Hüls AG, betont, daß sich das neue Produkt nicht in Konkurrenz zu den Kaltkautschukmarken der Buna-Werke Hüls bewegt, sondern diese Produkte ergänzen bzw. einen Teil des zu importierenden Naturkautschuks ersetzen wird.

Mit dieser Erklärung wird nach unserer Unterrichtung weiterhin daran festgehalten, daß mit dem Kaltkautschuk ein Produkt geschaffen worden ist, das zur Zeit das wirtschaftliche und qualitative Optimum auf dem Gebiet eines allgemeinen einsetzbaren Synthesekautschuks darstellt und das sich als Vielzweckkautschuk in Rußmischungen gegenüber dem Warmkautschuk durch um 30% bessere physikalische Eigenschaften auszeichnet. Insgesamt hat die Buna-Werke Hüls GmbH im vergangenen Jahr 41 400 t Buna abgesetzt. Nach Einführung neuer Rezepturen liegt die Polymerisationskapazität für Buna bei etwa 90 000 t/a. Die Produktionsendstufe wird z. Zt. diesen neuen Möglichkeiten angepaßt. Etwa 80% der Produktion finden bei der Reifenherstellung Verwendung. Es sei aber erwähnt, daß die Gummiindustrie etwa 40 000 verschiedene technische Gummiwaren herstellt. Die Bunatypen sind auch bei der Herstellung von technischen Teilen dem Naturkautschuk in vieler Hinsicht überlegen. Die Rezepturen zur Erzeugung von Kaltkautschuk lassen noch Veränderungsmöglichkeiten offen. Unter Berücksichtigung verschiedener Entwicklungsarbeiten kann man heute schon hoffen, daß weitere Verbesserungen des Kaltkautschuks in bezug auf wichtige Eigenschaften, wie z. B. Alterungsbeständigkeit, Rißanfälligkeit u. a., in der Zukunft erwartet werden können.

Ein Blick in die Zukunft verbindet sich mit der Frage, ob die verschiedenen Kautschuksorten ihren Marktanteil vergrößern können, weil sie etwa mit besserer Qualität oder billigerem Preis erhältlich sind. Es kann über die Zukunftsmöglichkeiten gesagt werden, daß die beiden großen „Vielzweck-Kautschuke“, Naturkautschuk und Buna Hüls, wegen ihrer Eigenschaften und Preiswürdigkeit und im Hinblick auf den Zeitbedarf für die Einrichtung einer neuen Produktion oder Einrichtung neuer Verarbeitungsverfahren in den nächsten Jahren ihre Spitzenstellung mit Sicherheit halten werden, besonders am Reifensektor. Die Ausgangsstoffe Butadien und Styrol werden stets preiswert und ausreichend

verfügbar sein. Eine Verbilligung in der Herstellung ist künftig bei einer Produktion in größeren Mengen zu erwarten. Für die Mischpolymerisate von Butadien mit Acrylnitril oder Vinylpyridin und für Butylkautschuk gilt gleichfalls, zusätzlich noch für die Ausgangsstoffe, daß eine größere Produktion zur Verbilligung in der Herstellung führt. Die endgültigen Verkaufspreise werden aber noch zusätzlich von der Weltmarktentwicklung diktiert.

Chemie

DK 614.824 : 615.732.8

Erfahrungen mit der Gasentgiftung. Von F. REICHEL, München.

Seit dem 12. Juni 1958 steht im Gaswerk Basel eine Gasentgiftungsanlage in Betrieb. Über die mit ihr gemachten Erfahrungen referierte in der 86. Jahresversammlung des schweizerischen Vereins von Gas- und Wasserfachmännern Dipl.-Ing. F. JORDI, der Direktor des Gas- und Wasserwerks von Basel. Die Baseler Gasentgiftungsanlage ist — so führte er unter anderem aus — in zwei Systeme gleicher Leistung gegliedert. Steuerorgane sorgen für die weitgehend automatische Regelung. Bei voller Auslastung liefern beide Systeme zusammen 320 000 m³ entgiftetes Stadtgas in 24 h. Die bisher größte tägliche Stadtgasabgabe betrug rund 200 000 m³. Die Anlage arbeitet nach dem Prinzip der Kohlenoxydkonvertierung mit Wasserdampf. Das giftige Kohlenoxyd wird mit Wasserdampf katalytisch in die ungiftigen Gase Wasserstoff und Kohlendioxyd umgewandelt. Im konvertierten Stadtgas verbleibt ein Rest von etwa 1% Kohlenoxyd, welcher bei unverbrannt ausströmendem Gas bei einem geöffneten Brenner so geringe Raumluftkonzentrationen erzeugt, daß Vergiftungsunfälle praktisch nicht mehr möglich sind. Neben der Reduktion von Kohlenoxyd von früher in der Regel 11...12% auf 1% etwa erfolgt im Katalysator der Konvertierungsanlage eine weitgehende Feinstreinigung des Gases. Harzbildner werden zu einem großen Teil in unschädliche Form übergeführt, organischer Schwefel wird bis auf einen kleinen Rest eliminiert und Sauerstoff verschwindet praktisch vollständig.

In den ersten Betriebsmonaten zeigten sich Schwierigkeiten infolge Verharzung der Katalysatoren. Durch Vorschalten eines speziellen Katalysators konnte der Hauptkontakt wirksam geschützt werden. Auch hat es sich gezeigt, daß ein verharzter inaktiver Katalysator regeneriert werden kann, so daß wieder die volle Reaktionsfähigkeit erreicht wird. Der Betrieb der Anlage ist einfach, periodische Kontrollen genügen. Seit der Abgabe von konvertiertem Stadtgas sind im Versorgungsgebiet des Stadtwerkes Basel weder tödliche Vergiftungsunfälle noch Selbstmorde vorgekommen. Störungen an Gasgeräten, verursacht durch Verharzung von Zündflammdüsen, sind um rund 80% zurückgegangen. Korrosionsrückstände infolge des um ungefähr 80% geringeren Gehaltes an organischem Schwefel fallen bedeutend weniger an. Es kann erwartet werden, daß das konvertierte, praktisch sauerstofffreie Stadtgas auch im Leitungsnetz geringere Innenkorrosion verursacht.

Die Kosten der gesamten Konvertierungsanlage mit Reserveanlagen und Nachentschwefelung bis zum betriebsbereiten Zustand betrugen 3 267 000 sfr. Zusammen mit dem neuen Gasbehälter belaufen sich die Gesamtinvestitionen auf über 6 Millionen sfr. Bezogen auf die Gasabgabe von 50,2 Millionen Kubikmeter des Jahres 1958 und mit einer jährlichen Abschreibung und Verzinsung von 8,5% auf 3 267 000 sfr. sowie mit dem Aufwand für Betrieb und Unterhalt ergeben sich die mittleren Konvertierungskosten zu 1,31 Rappen pro m³. Mit Berücksichtigung der Kosten des neuen Gasbehälters und des Staatsbeitrages von 2,5 Millionen sfr. beträgt die mittlere Belastung 1,26 Rp/m³.

Zur Kompensation der Entgiftungskosten mußte der Normalgaspreis, neben einer Erhöhung der Abonnements-taxe, von 25 auf 26 1/2 Rp/m³ festgelegt werden. Industrielle

Großverbraucher haben neben höheren Abonnementstaxen für das konvertierte Gas 0,5 Rp/m³ mehr zu bezahlen. Nach rund 16 Monaten Dauerbetrieb der Konvertierungsanlage konnte festgestellt werden, daß die erwarteten Ergebnisse erreicht worden sind.

(Schweizer Industriezeitung.)

Relais

DK 621.318.562.7

Zeitrelais. Von H. HEINER, Krefeld.

Am internationalen Markt erscheint jetzt ein Zeitrelais, das zwei elektronische Verzögerungsstufen, deren Verzögerungszeit unabhängig voneinander eingestellt werden kann, sowie einen Netzgleichrichter mit Stabilisierung für die zeitbestimmenden Spannungen enthält. Das Gerät kann als elektronischer Taktgeber mit getrennt regulierbarer Impuls- und Pausendauer, oder aber als zweistufiges Zeitrelais für einmaligen Ablauf geliefert werden.

Dank Verwendung von Elesta-Kaltkathodenröhren und anderen für den Dauerbetrieb geeigneten Bauteilen ist das Gerät sehr robust und betriebssicher. Es eignet sich besonders für große Schalthäufigkeit, ist ohne Vorheizung immer betriebsbereit und gegen Klimaeinflüsse und Erschütterungen weitgehend unempfindlich.

Anwendungsbeispiele: Als Taktgeber für Förderbänder und Transportanlagen, zur Steuerung von pneumatischen Werkzeugen und Maschinen sowie von Signalanlagen, Pressen, Schweißmaschinen u. a. Maschinen, Heizleistungsregulierung durch impulsweises Ein- und Ausschalten, Steuerung von chemischen und Dosieranlagen, medizinischen Geräten (künstliche Herzen oder Atmungsgeräte) u. a.

Betriebsspannung: normal 220 V Wechselstrom $\pm 15\%$, 40 bis 60 Hz; Spezialausführung mit Netztransformatoren für andere Betriebsspannungen möglich;

Schaltleistung: 220 V Wechselstrom, 6 A ohmsche Last; Steuerung: durch Dauer- oder Impulskontakt, je nach Verwendungsart;

Verzögerungszeiten: für jede Stufe kann einer der folgenden nominellen Zeitbereiche gewählt werden:

0,1 ... 1 s	2 ... 20 s	12 ... 120 s
0,5 ... 5 s	6 ... 60 s	18 ... 180 s;

die effektiven Zeitbereiche sind im Hinblick auf Herstellungstoleranzen der Bauteile noch etwas größer;

Genauigkeit: $\pm 3\%$ bei 10% Netzspannungsschwankung;

Gewicht: etwa 2,550 kg.

Schwachstromtechnik

DK 621.314.7

Stabilisierter, regelbarer Transistor-Umformer. Von F. REICHEL, München.

Für diejenigen Fälle, in denen eine gleichmäßige Stromquelle von niedriger Spannung bei relativ hoher Stromstärke erforderlich ist, hat ein Unternehmen in Rotterdam einen stabilisierten Transistor-Umformer in den Handel gebracht, der kontinuierlich zwischen 0,5 und 15,5 V einstellbar ist, bei einer Maximal-Stromabnahme von 1,35 A. Dieses neue Gerät kann die Akkumulatoren-batterie als Stromquelle ersetzen, beispielsweise für Transistorgeräte oder als Bezugsspannung für Meß- und Regelschaltungen.

Der Batterie gegenüber hat dieser Transistor-Umformer den Vorteil, daß er jede gewünschte Spannung liefern kann, und außerdem, daß er keiner Wartung bedarf, nicht aufgeladen und gereinigt zu werden braucht und mit Ortswechsel keine Gefahr verbunden ist. Weiter erträgt das Gerät Kurzschlüsse, ohne Schaden zu nehmen. Dies ist besonders wichtig bei kapazitiver Belastung oder Belastung

mit Glühlampen und ermöglicht ferner die Parallelschaltung mehrerer Geräte. Nach Aufhebung des Kurzschlusses ist die Ausgangsspannung sofort wieder verfügbar. Der Apparat ist ferner als Stromausgleicher geeignet. Die gewünschte Spannung kann mit einer Genauigkeit von 100 mV eingestellt werden.

Der Transistor-Umformer wird an ein Elektrizitätsnetz von 220 V 50 Hz angeschlossen. Der Stabilisationsfaktor gegenüber den Netzspannungsschwankungen ($\pm 10\%$) ist etwa 200fach. Die Welligkeit ist bei Vollast weniger als 2 mV, die Temperaturabweichung liegt unter $0,5^\circ\text{C}$ je $^\circ\text{C}$. Die Ansprechzeit ist nur wenige ms, der innere Widerstand variiert von -5 bis $+0,1$ m Ω . Die Hauptabmessungen des Apparates sind: $26 \times 25 \times 17$ cm; das Gewicht beträgt etwa 7 kg. Es wird ein ähnlicher Apparat für 24 V und einen höheren Strom als bei dem bereits in Produktion befindlichen entwickelt.

DK 616-073.757: 681.84.083.84

Elektronische Speicherung von Röntgenbildern. Von F. REICHEL München.

Eine neue Methode, die in Holland entwickelt wurde, ermöglicht die elektronische Speicherung von Röntgenbildern. Das neue Verfahren setzt das Bildobjektiv in ein elektronisches Signal um, das auf ein Magnetband gebracht und dort konserviert wird. Das so elektronisch gespeicherte Bild kann dann jederzeit wieder auf einen Fernsehschirm ausgestrahlt und außerdem beliebig lange auf dem Bildschirm festgehalten werden. Das Verfahren bietet für den Arzt erhebliche Neuerungen und Vorteile. Er braucht z. B. nicht zu warten bis der Röntgenfilm entwickelt ist, sondern kann die Aufnahme sofort noch im Operationssaal sehen und außerdem weiter zurückliegende Aufnahmen erneut heranziehen. Auch für den Patienten bietet das neue Verfahren Vorteile: Er ist dabei einer weit geringeren Dosis Röntgenstrahlen ausgesetzt als bei photographischen Aufnahmen.

(Deutsche Woche [1961], Nr. 16.)

DK 656.2.071.8: 621.396.931

Funksprechverkehr bei Fahrleitungsstörungen. Von F. REICHEL, München.

Beim Bahnstromunterwerk München-Pasing der Deutschen Bundesbahn wurde kürzlich der sogenannte Fahrleitungsmeistereifunk (Film-Funk) eingeführt, um Funkferngespräche zwischen jedem beliebigen Fernsprechapparat des Bahnnetzes mit Instandsetzungsstrüps an Fahrleitungen zu ermöglichen. Ein 35 m hoher Schleuderbetonmast wurde unmittelbar neben der Schaltbefehlsstelle des Unterwerks errichtet, um Leitungsverluste und Hochfrequenzkabel möglichst gering zu halten. Dort befindet sich die Sendeanlage mit einer 80-W-Station. Die 5 m hohe Antenne, die auf dem Betonmast montiert ist, ermöglicht Funkferngespräche im Umkreis von etwa 40 km. Die Gegenstation befindet sich auf dem Versuchsstand des Fahrleitungs-Turmwagens, der von einem Kraftwagen mit 10-W-Sende- und Empfangseinrichtung begleitet wird. Fünf verschiedene Frequenzen stehen für den Funkverkehr zur Wahl. Bei allen Instandsetzungen im Umkreis von München, die an Fahrleitungen oder den 110-kV-Bahnstromleitungen vorgenommen werden, kann man ständig über den Verlauf der Arbeiten durch Funkfernsprecher unterrichtet werden. Betrieblich am wichtigsten ist die Verständigung zwischen Turmwagenbesatzung und Unterwerk als Schaltbefehlsstelle zum Ein- und Ausschalten des Streckenabschnitts. Aber auch die Oberzugsleitung kann sich direkt mit dem Arbeitstrupp verbinden lassen, und ihre Dispositionen nach Dauer der Fahrleitungsunterbrechung treffen.

(Neue Zürcher Zeitung, 16. März 1961.)

Diverses

DK 536.51

Ein magnetisches Haftthermometer stellt eine Neuerung in der Technik für die Fälle dar, in denen man die Oberflächentemperatur von Eisenteilen messen muß, und wobei die Befestigung des Instrumentes Schwierigkeiten macht. Das ist z. B. der Fall bei sich langsam drehenden Trockentrommeln, Wandungen von Transformatoren, Bauteilen, Bahnschienen, Rohrleitungen, Ofenwandungen usw.

Für solche Zwecke wurde dieses Spezialthermometer mit zwei kräftigen, nur an der Haftfläche ziehenden Magneten geschaffen, die das Thermometer sicher an einer Eisenoberfläche festhalten. Die Instrumente sind lieferbar mit 63 und 78 mm Gehäusedurchmesser und mit Teilung von -30 bis $+50^\circ\text{C}$, $0 + 120^\circ\text{C}$ und $0 + 300^\circ\text{C}$.

H. HEINER

DK 536.581

Holländischer Stabthermostat. Von F. REICHEL, München.

Eine elektrische Apparatefabrik in Geldermalsen (Niederlande) stellt einen Stabthermostaten für die Regelung der Temperatur von Flüssigkeiten, z. B. in Warmwasserbehältern, Zentralheizungskesseln, Waschmaschinen und Flüssigkeitsbädern verschiedener Art, her.

Der temperaturempfindliche Teil des Thermostaten besteht aus einem Messingrohr, in dem sich ein Invarstab befindet. Der Unterschied zwischen den Ausdehnungskoeffizienten dieser beiden Stoffe wird dazu benutzt, einen einpoligen Momentschalter zu betätigen. Federnde Übertragungen sorgen dafür, daß auch nach langer Gebrauchszeit kein Spielraum entstehen kann. Bis zum Moment des Ausschaltens bleibt ein kräftiger Kontakt bestehen.

Diese Stabthermostaten werden in Stablängen von 30, 45 und 60 cm und für Wechselstrom von 15 A, 250 V bzw. 10 A, 380 V geliefert. Die Kapfen sind aus durchsichtigem Kunstharz hergestellt. Die Thermostaten werden in der normalen Ausführung mit folgenden Einstellbereichen geliefert:

- 30...60 $^\circ\text{C}$ bei einer Stablänge von 60 cm,
- 60...90 $^\circ\text{C}$ bei einer Stablänge von 60 cm,
- 45...90 $^\circ\text{C}$ bei einer Stablänge von 45 cm,
- 30...90 $^\circ\text{C}$ bei einer Stablänge von 30 cm.

Auf Bestellung können sie bis zu höheren Werten, z. B. 120 $^\circ\text{C}$, geliefert werden.

Die Temperaturdifferenz ist mindestens 4 $^\circ\text{C}$ bei einer Stablänge von 60 cm. Bei Anwendung in Druckbehältern kann als zusätzliche Sicherung gegen zu hohe Temperatur eine Schmelzsicherung eingebaut werden. Der Thermostat ist auch mit Schutzrohr und zusätzlicher Schutzkappe lieferbar.

Nachrichten aus Industrie, Gewerbe und Wirtschaft

DK 621.436: 621-843.6

Mercedes-Benz-Dieselmotoren als Antriebsmotoren für Aggregate aller Art

Der mit jeder Neuentwicklung angestrebte technische Fortschritt im Dieselmotorenbau wird in höheren Leistungen sichtbar, die mit kleinerem Aufwand an Gewicht und kleinerer Raumbeanspruchung erzielt werden. Die Aufgabenstellung bleibt also immer die gleiche: Erhöhung der spezifischen Leistung bei steigender Qualität.

Diese Entwicklung bahnte sich bereits in den letzten zwei Jahrzehnten des 19. Jahrhunderts an. Auf dem Gebiet der Verbrennungskraftmaschinen hatten schon GOTTlieb DAIMLER und KARL BENZ erkannt, daß gegenüber den seitherigen Antriebsquellen nur mit den schnellaufenden und leichten Motoren eine Verbreiterung des Anwendungsbereichs

ches erreicht werden konnte. Karl Benz hatte sich vorwiegend mit dem schnelllaufenden Verbrennungsmotor für Fahrzeuge beschäftigt, während Gottlieb Daimler die gesamte Motorisierung auf allen Gebieten, wie z. B. von Fahrzeugen, im stationären Betrieb und in der Schifffahrt anstrebte.

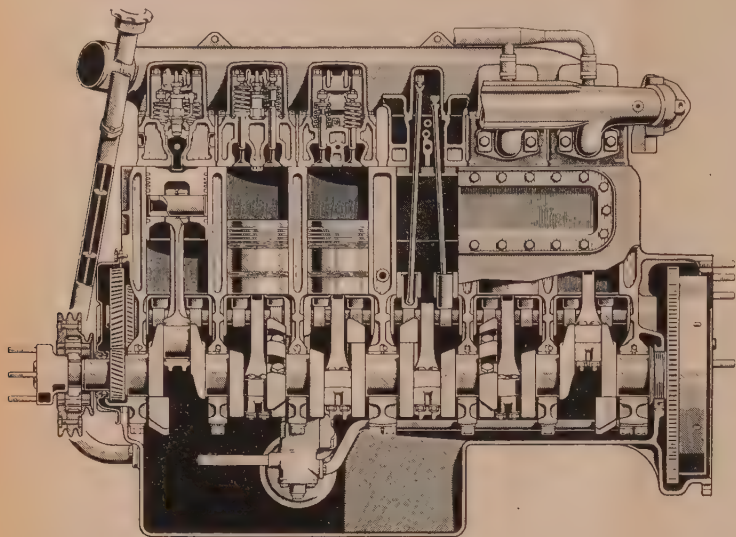


Abb. 1. Mercedes-Benz-Dieselmotoren Typ O 317 — Stadtnomibus, Motorlängsschnitt, Leistung: 172 DIN-PS

Parallel hierzu lief die zeitlich in etwa gleicher Richtung gehende Entwicklung von Elektromotoren und Generatoren. Hierbei wurde die Schaffung schnelllaufender Generatoren im wesentlichen durch die Dampfturbine bestimmt, die — durch ihre Betriebsweise bedingt — die Konstruktion und den Bau schnelllaufender Generatoren innerhalb einer verhältnismäßig kurzen Zeitspanne erforderte.

Der Vorsprung, den Elektromotoren und Generatoren durch höhere Drehzahl und größere Leistung gegenüber den Verbrennungskraftmaschinen zunächst hatten, wurde bald durch die schnellen Fortschritte auf dem Gebiete der Fertigung und der Materialforschung bei den Verbrennungskraftmaschinen eingeholt. Es entstanden auch hier Motoren mit größerer Leistung, höherer Drehzahl und damit Verringerung des Raumbedarfes und des Gewichtes.

1) Die Berliner Baureihe M 202 B — M 204 B

Da sich der langsamlaufende Dieselmotor größerer Einheit nach seiner Fabrikationsreife um die Jahrhundertwende immer mehr durchsetzte, war es verständlich, daß man sich bei der Daimler-Motoren-gesellschaft in Berlin bemühte, auch kleinere Motoren nach dem Dieselverfahren zu entwickeln. Nach der im Jahre 1912 erfolgten Lieferung von 60-PS- und 100-PS-Bootsdieselmotoren wurde, aufbauend auf das Vorkammerpatent, nach dem ersten Weltkrieg bei der Firma Benz in Mannheim eine Typenreihe mit 2 bis 6 Zylindern mit einer Leistung bis 100 PS und Drehzahlen bis maximal 1000 U/min serienmäßig für den Einbau und für Bootszwecke fabriziert. Diese in verbesserter Form heute im Werk Berlin-Mariefelde der Daimler-Benz AG hergestellte, jahrzehntelang bewährte Baureihe ist die Baureihe M 202 B — M 204 B. Einfachheit, geringe Anforderungen an Pflege und Wartung — verbunden mit besonders hohen Laufleistungen — kennzeichnen diese Motoren. Neben Dieselmotoren können diese Motoren nach Einbau geringfügiger Änderungen auch Marine Diesel Fuel verarbeiten. Ein Drehstromaggregat mit einem Vierzylinder-Dieselmotor dieser Baureihe gehört zu den Ausstellungsobjekten des Daimler-Benz-Standes auf der Deutschen Industriemesse in Hannover.

2) Die aus dem Fahrzeugbau abgeleitete „OM“-Baureihe

Neben dieser Baureihe wurden von der Daimler-Benz AG zum Einbau in Pkw, Lastkraftwagen und Omnibussen Dieselmotoren entwickelt, die ein günstiges Leistungsgewicht bei geringem Raumbedarf aufweisen. Unter der Typenbezeichnung „OM“ sind diese Motoren auf der ganzen Welt mit Fahrleistungen von mehreren hunderttausend Kilometern pro Motor bekannt. Der kleinste Motor dieser Baureihe, der OM 336, von dem bisher über 300 000 Stück gebaut wurden, wird vornehmlich in dem in aller Welt laufenden Diesel-Personenwagen Typ 180 D verwendet. Bei diesem Motor wurde die Drehzahl bereits bis 3500 U/min gesteigert.

Die Bewährung dieser Motoren als Antriebsmotoren für Kraftfahrzeuge, ihr geringes Gewicht und ihr kleiner Raumbedarf, gaben Veranlassung, sie schon seit drei Jahrzehnten auch als Industrienmotoren für alle Anwendungsgebiete zu liefern. Als Antriebsmotoren für Generatoraggregate in stationären und fahrbaren Ausführungen können sie direkt mit dem Generator unter Verwendung eines Zwischenstückes zu einer Monoblockeinheit verbunden werden. Aggregate aus dieser Motorenbaureihe eignen sich besonders für Betriebsarten mit häufigem und starkem Lastwechsel. Als Beispiel hierfür werden in Hannover je ein Generator-Aggregat mit den Motoren OM 321 und OM 326 (Abb. 1) ausgestellt und als Neuheit eine Sofortbereitschaftsanlage mit Mercedes-Benz-Dieselmotor OM 636.

Diese Sofortbereitschaftsanlage (Abb. 2) dient zur unterbrechungslosen Versorgung von Verbrauchern die beim Ausfall des öffentlichen Netzes keine Stromunterbrechung erfordern dürfen und bei denen auch eine Umschaltzeit von 0,2 s. nicht tragbar ist. Dieses Sofortaggregat, das bei Aus-

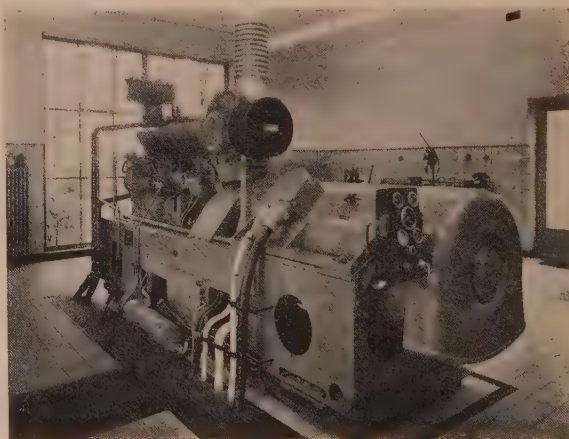


Abb. 2. Sofortaggregat für kontinuierliche Stromversorgung

fall des Netzstromes automatisch startet, besteht aus einem Mercedes-Benz-Dieselmotor OM 636, einer Elektrokupplung, der Zusatzschwingmasse und dem Synchrongenerator. Der Dieselmotor und der Generator mit allen Nebenaggregaten sind starr auf einen gemeinsamen Grundrahmen zu einer geschlossenen Einheit betriebsfertig montiert. Die vollautomatische Schaltanlage kann getrennt vom Aggregat an beliebigem Platz aufgestellt werden. Das Sofortaggregat garantiert die kontinuierliche Stromversorgung ohne meßbaren Übergang vom Netz- zum Notstrombetrieb (Anwendungsbereich: Lichtspieltheater, Theater, Hochhäuser, Krankenhäuser, Funkstationen, Reaktorzentren, Industriebetriebe u. ä.).

3) Die luft- und wassergekühlte Doppelbaureihe

Anknüpfend an die bisherige Daimler-Benz-Entwicklung fertigt das Werk Berlin-Marienfelde auch eine Doppelbaureihe luft- und wassergekühlter Dieselmotoren in 1- bis 4-Zylinder-Ausführung, deren maximale Drehzahl bei 2000 U/min liegt. Die Motoren dieser Baureihe haben den gleichen Grundaufbau (d. h. Kurbelgehäuse und Triebwerksteile sind identisch).

Die Strahleinspritzung hat sich bei dieser Motorenreihe als besonders vorteilhaft erwiesen. Sie zeichnet sich u. a. durch kleinen Raumbedarf aus, weil im Zylinderkopf nur

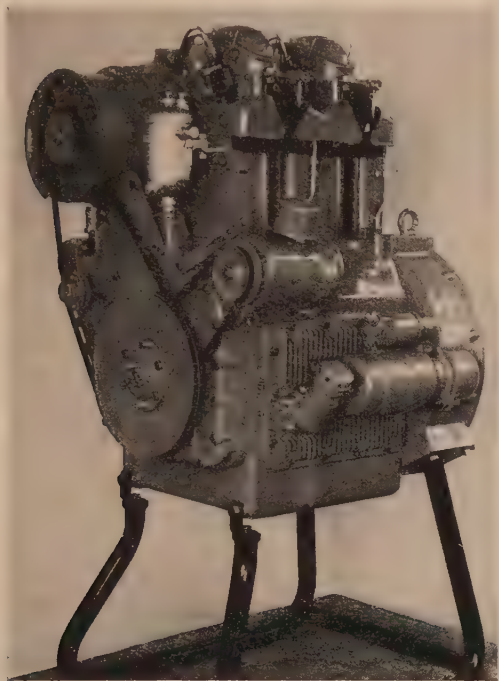


Abb. 3. Mercedes-Benz-Diesel Typ MB 862, ein Motor aus der neuen Baureihe des Werkes Berlin-Marienfelde der Daimler-Benz AG. Leistungsbereich: 18 ... 40 PS bei 1000 ... 2000 U/min, luftgekühlt

der Düsenhalter unterzubringen ist. Die Temperaturverteilung an Zylinderkopf und Lauffbüchse ist so, auch bei der luftgekühlten Ausführung, außerordentlich gleichmäßig und im Niveau niedrig. Dadurch kommt man mit einem recht geringen Leistungsaufwand für das Kühlgebläse aus, wodurch infolge der geringen Kühlluftmenge der Geräuschpegel sinkt.

Generatoraggregate aus dieser neuen Doppelbaureihe werden in Hannover mit dem wassergekühlten Motor

MB 852 und dem luftgekühlten Motor MB 862 (Abb. 3) gezeigt. Auch hier stellen Motor und Generator wieder eine Einheit dar.

4) Daimler-Benz-Großmotoren der „MB“-Baureihe

Im Zuge des steigenden Leistungsbedarfes der gesamten Wirtschaft wurde die Motorenindustrie veranlaßt, Dieselmotoren mit immer größerer Leistung zu schaffen. Diese Forderungen führten bei der Daimler-Benz-AG zur Entwicklung von schnellaufenden Motoren mit der Baumusterbezeichnung „MB“ in einem Leistungsbereich von 114 ... 2400 PS bei Drehzahlen von 1000 ... 1500 U/min. Mit Ausnahme der Baureihe MB 846 (Abb. 4), die in Berlin-Marienfelde hergestellt wird, werden alle Großmotoren mit der Typenbezeichnung MB in Untertürkheim gefertigt.

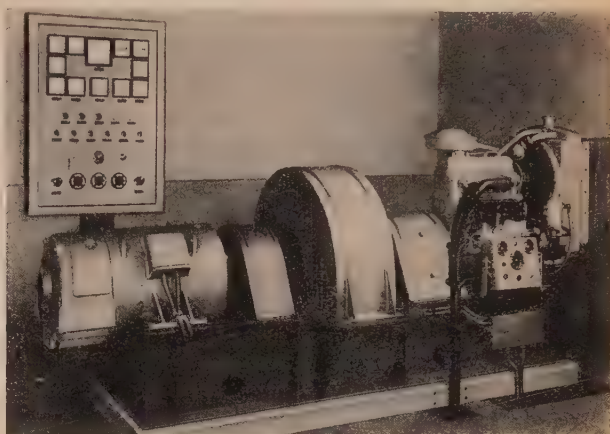


Abb. 4. Mercedes-Benz-Diesel-Drehstromaggregat auf Motor MB 846 Ab, 1500 U/min, 250 kVA, im Sender Brelsteir bei Hiddeser/Detmold (Westdeutscher Rundfunk)

Sämtliche Großmotoren dieser Baureihe haben sich in der ganzen Welt auch als Antriebseinheiten für Diesellokomotiven aller Art, Schnelltriebwagenzüge, im Erdölbohrbetrieb, als Pumpenaggregate und in der Binnen- und Hochseeschifffahrt bewährt.

Schließlich wurde von Daimler-Benz auch auf dem Gebiet des dieelektischen Antriebes für Hochseeschiffe mit schnellaufenden Dieselmotoren eine erfolgreiche Pionierarbeit geleistet. Die Hauptmotoren mit den Generatoren, die den Fahrstrom erzeugen, werden raumsparend im Hinterschiff eingebaut. Laderaum und Ladegewicht sind also größer als bei mittschiffsgelegenen Maschinenräumen. Bei Fahrten mit Teilladung oder Ballast können einzelne Motoren beliebig ab- und zugeschaltet werden.

Mercedes-Benz-Ges. m. b. H.
Wien I, Kärntner Ring 15

Nachrichten des Österreichischen Elektrotechnischen Komitees der IEC

DK 621.333.001.4 : 389.6 (100)

IEC-Publikation Nr. 48. Regeln für Motoren auf elektrischen Fahrzeugen. 4. Ausgabe. 39 Seiten. Genf: Internationale Elektrotechnische Kommission. 1961. sfr. 8,—.

Die wesentliche Änderung, die die 4. Ausgabe der Publikation 48 gegenüber früheren Ausgaben erfährt, liegt in ihrer Ausdehnung auf Compound-Motoren und Motoren, die mit pulsierendem Strom gespeist werden. Die Vorschrift gilt für die Fahrmotoren von Straßenbahnen, Vollbahnen, Obussen und Elektrobussen. Sie gilt nicht für Motoren von

Bergbaulokomotiven unter Tag, außer auf Grund eines speziellen für diese Motoren geltenden Übereinkommens zwischen Hersteller und Kunden, und nicht für Motoren von thermoelektrischen Fahrzeugen.

Die Publikation 48 enthält folgende Abschnitte: Leistungsbereich, Definitionen, Erwärmungsprüfungen, Überdrehzahlprüfung, Anlaufprüfungen, Kommutierungsprüfungen, Isolationsprüfungen, Ermittlung der Kennkurven, Speisespannungen für Traktionsysteme.

Bestellungen sind an das Sekretariat des ÖEK im ÖVE, Wien I, Eschenbachgasse 9, zu richten.

DK 534.839 : 389.6 (100)

IEC-Publikation Nr. 123. Empfehlungen für Schallpegelmesser. 1. Ausgabe, 24 Seiten mit 3 Abb. Genf: Internationale Elektrotechnische Kommission, 1961. sfr. 8,—.

Die soeben erschienene Ausgabe der IEC-Publikation 123 enthält Empfehlungen für allgemein anwendbare, für den Alltagsgebrauch bestimmte Schallpegelmesser. Empfehlungen für Präzisionsschallpegelmesser werden zu einem späteren Zeitpunkt herausgegeben werden. Nach den vorliegenden Empfehlungen sollen die Messungen unter Zugrunde-

legung von drei Schallbewertungskurven und eines Bezugschalldruckes von $2 \cdot 10^{-5} \text{ N/m}^2$ ($2 \cdot 10^{-4} \text{ dyn/cm}^2$) durchgeführt werden.

Die Publikation 123 enthält die folgenden Abschnitte: Geltungsbereich, Gegenstand der Publikation, Definitionen, allgemeine technische Hinweise, Mikrophone, Anzeigengeräte, Verstärker, Eichung und Prüfung des Schallpegelmessers, Gerätebezeichnung, Gerätebeschreibung.

Bestellungen sind an das Sekretariat des ÖKE im ÖVE, Wien I, Eschenbachgasse 9, zu richten.

Buchbesprechungen

DK 621.31 (023) (048.1)

Starkstromtechnik. Von E. v. RZIHA. Taschenbuch für Elektrotechniker. Herausgegeben von R. GENTHE. Band II. 8., völlig neubearbeitete Auflage. 587 Seiten mit 669 Abb. und 159 Tafeln. Berlin: Wilhelm Ernst & Sohn, 1960. Ganzleinen DM 72,80.

Dieser zweite Band des bekannten Taschenbuches für Elektrotechniker umfaßt das Gebiet der Verteilung elektrischer Energie. Er beginnt mit zwei Abschnitten über Schaltgeräte für Hochspannung (M. ZÜHLKE) und Niederspannung (A. EINSELE). Der Hauptabschnitt über die Energieverteilung behandelt die Übertragung und Verteilung elektrischer Energie (W. v. MANGOLDT), die Spannungshaltung und Blindleistung (H. HENNING), die Frequenz- und Leistungsregelung (H. STÖSSINGER), die Kurzschlußströme in Drehstromanlagen (H. DORSCH), die Überspannungen und den Überspannungsschutz (H. GRÜNEWALD), die Schutzmaßnahmen gegen gefährliche Berührungsspannungen (W. KOCH), den Erdschlußstrom und die Erdschlußlöschung (W. KOCH), die Beeinflussung von Fernmeldeleitungen durch Starkstromleitungen (W. KOCH), die Isolationsbemessung von Hochspannungsanlagen (W. DORSCH), die Freileitungen (H. RIEGER), die Starkstromkabel und Leitungen (F. OTTEN), die Installationstechnik (P. J. WEBER) und das Installationsmaterial (E. HOLLSTEIN). Den Abschluß bilden Abschnitte über Starkstrom-Kondensatoren (B. STAUCH) und das Anlassen, Drehzahlstellen und Steuern elektrischer Maschinen sowie den Schaltungsaufbau industrieller Steuerungen (A. EINSELE).

Es erscheint überflüssig, auch diesen Band des beliebten Taschenbuches zu empfehlen. Kein Starkstromtechniker wird ihn missen wollen. Druck und Ausstattung sind vorbildlich.

Wenn ein Wunsch geäußert werden darf, so ist es der, daß alle Abschnitte am Schluß ein Verzeichnis des Schrifttums haben sollten, wie es der Abschnitt über die Starkstrom-Kondensatoren besitzt, das sowohl die einschlägigen Bücher als auch die wichtigsten Zeitschriftenaufsätze anzeigt. Es weisen ja wohl alle Abschnitte in Fußnoten auf das Schrifttum hin; aber eine übersichtliche Zusammenstellung am Ende würde gerade für Studenten und Jungingenieure von Wert sein.

H. SEQUENZ

DK 517.942.82 : 621.38 = 2 (048.1)

Introduction to Laplace Transforms for Radio and Electronic Engineers. Von W. D. DAY. 183 Seiten mit 57 Textabb. London: Iliffe & Sons Ltd, 1960. 32 s. 6 d. net. (bei Versand: 33 s. 6 d.).

Die Grundvoraussetzung für die quantitative Behandlung einer großen Anzahl Probleme der Nachrichten- und Regeltechnik ist die Lösung von Schaltvorgängen in mehr oder weniger kompliziert aufgebauten, meist mehrfach verketteten elektrischen Kreisen. Die Operatorrechnung — und zwar im speziellen als Laplacetransformation — bietet gegenüber dem klassischen Weg der Lösung umfangreicher simultaner Differentialgleichungssysteme beträchtliche Ver-

einfachungen und damit auch Zeiteinsparungen, was dem in der Praxis arbeitenden Ingenieur die Diskussion und den Vergleich verschiedener Schaltvarianten wesentlich erleichtert.

Die Schulung des Elektro-Ingenieurnachwuchses in der Handhabung der Laplacetransformation ist daher heute schon eine Selbstverständlichkeit geworden; es ist lediglich eine Frage der Einstellung, in welchem Umfang funktions-theoretische Kenntnisse für den Zugang zur Laplacetheorie als Voraussetzung angesehen werden oder nicht.

Das vorliegende Buch von W. D. Day trägt diesem heiklen Problemkomplex bestens Rechnung. Da die Ingenieurpraxis gezeigt hat, daß in einem sehr weiten Umfang wichtige Routineaufgaben mit relativ wenigen und einfachen Regeln gelöst werden können, bringt W. D. Day in den ersten fünf Kapiteln dieselben zusammen mit einer Reihe von sehr instruktiven Beispielen und Hinweisen über die Grenzen dieser routinemäßigen Behandlung. In den weiteren Kapiteln 6 bis 10 aber werden dem Leser nach einer ausgezeichneten Skizzierung der Grundprobleme der Theorie der Funktionen komplexer Variabler die wichtigsten Konsequenzen in bezug auf die Laplacetransformation gebracht. Diese Ausführungen geben nicht nur dem Leser Aufklärung und Rechtfertigung für die in den ersten Kapiteln gebrachten Regeln, sondern sie sind so prägnant und enthusiastisch gefaßt, daß sie kaum ermangeln werden, jeden nur etwas mathematisch Interessierten zu einem Weiterstudium der Funktionentheorie zu bewegen.

Wir können somit jedem Studenten, aber auch allen Ingenieuren der Praxis, die sich die Handhabung und ein tieferes Verständnis der Laplacetransformation aneignen wollen, dieses Buch bestens empfehlen.

H. BERTELE

DK 621.3 = 2 (033) (048.1)

Essentials of Electricity. Von H. AIGNER und R. WINDISCH.

Mit 6 Textabb. und 2 Bildtafeln im Anhang, 91 S. Wien-Stuttgart: Verlag W. Braumüller, 1960. Brosch. S 24,—.

Für den Ingenieur ist es in vielen Fällen von großem Vorteil, sich nebst der allgemeinen Kenntnis der englischen Sprache auch die wichtigsten englischen Fachausdrücke seines Arbeitsgebietes beizeiten anzueignen. Als Behelf auf elektrotechnischem Gebiet ist hierfür das vorliegende Büchlein bestimmt, dessen Inhalt als Lesestoff für den Unterricht an den obersten Jahrgängen der einschlägigen technischen Lehranstalten gedacht ist. Es enthält in sieben Abschnitten einen kurzen Überblick über die wichtigsten Einrichtungen auf den Gebieten der Starkstromtechnik, Fernmeldetechnik und Elektronik in englischer Sprache samt einem zugehörigen Wörterverzeichnis und einer Literaturangabe.

Es ist sicherlich zu begrüßen, daß ein solches fachlich ausgerichtetes englisches Lesebuch erstmalig geschaffen worden ist, wenn es auch noch nicht restlos befriedigt. Das Buch kann übrigens seinen Zweck nur dann voll erfüllen, wenn der Unterricht von einem Lehrer erteilt wird, der sowohl in der englischen Sprache als auch in der Elektrotechnik genügend bewandert ist.

J. HUBER

DK 621.3.025(048.1)

Kleines Lehrbuch der Elektrotechnik. Band II: Wechselstrom. Von G. K. M. PFESTORF und J. SIEBERT. 2. Auflage. Mit 146 Textabb. 122 S. Braunschweig: Friedrich Vieweg & Sohn. 1960. Kart. mit Leinenfalz, DM 5,90.

Der vorliegende Band II ist als erster der geplanten fünf Bände des obengenannten Werkes erschienen. Er stellt eine Einführung in die Wechselstromtechnik dar und beinhaltet neben den Grundbegriffen dieses Fachgebietes und einigen meßtechnischen Angaben auch kurzgefaßte Erklärungen über Wechselstrommaschinen und Stromrichter. Die Transformatoren sind dagegen verhältnismäßig ausführlich behandelt. Der gebotene Lehrstoff entspricht jenem der betreffenden Vorlesung an der Technischen Hochschule in Hannover, für deren Hörer das Buch hauptsächlich bestimmt ist, um ihnen das Mitschreiben zum Teil zu ersparen.

Die Behandlung des Stoffes läßt an Klarheit und Leichtfaßlichkeit nichts zu wünschen übrig. An geeigneten Stellen werden auch lehrreiche Versuche beschrieben. Die zahlenmäßigen Ergebnisse derselben sind aber in den betreffenden Vordrucken offen gelassen, so daß sie der Benutzer des Buches selbst eintragen muß. Das wird von den Verfassern als zweckmäßig angesehen. Allerdings kann man dies nur für die Besucher der betreffenden Vorlesung, nicht aber für alle anderen Leser des Buches gelten lassen.

Das Buch ist nach einem verbilligten Verfahren hergestellt und stellt daher einen sehr preiswerten und geeigneten Lehrbehelf dar. Für Studierende an Technischen Hochschulen und an höheren technischen Lehranstalten einschlägiger Fachrichtung ist es bestens geeignet, sofern die angegebenen Versuche im Unterrichte tatsächlich durchgeführt werden.

J. HUBER

DK 621.313.013.1.04 : 518.3(048.1)

Die nomographische Methode der Berechnung komplizierter und stark gesättigter magnetischer Kreise elektrischer Maschinen. Von O. BENEDIKT. 288 Seiten mit 86 Abbildungen, 3 Kurventafeln sowie zahlreichen Tabellen und Beispielen. Budapest: Verlag der ungarischen Akademie der Wissenschaften. 1960.

Professor Benedikt weist im einleitenden Abschnitt nach, daß die Ermittlung der Amperewindungen der Zähne nach der Simpsonschen Formel bei hohen Sättigungen ungenau, vor allem zu große Werte liefert. Erst eine weitere Unterteilung der Zahnhöhe in zwei oder drei Bereiche und die Anwendung der Simpsonschen Formel für jeden dieser Bereiche würde ausreichend genaue Werte liefern. Die Ursache liegt in der sehr starken Veränderlichkeit der magnetischen Feldstärke im Bereich der engsten Zahnquerschnitte, so daß deren Verteilung längs der Zahnhöhe nicht mehr ohne weiteres durch eine Parabel dargestellt werden kann, wie dies der Simpsonschen Formel entsprechen würde.

Der Verfasser entwickelt für keilförmige Zahnkörper ein als Nomogramm zu verwendendes Kurvenblatt, in dem er, von der Zahninduktion an der breitesten Stelle des Zahnes und vom Zahnbreitenverhältnis ausgehend, die mittlere Feldstärke längs der Zahnhöhe berechnet und in Form einer Kurvenschar darstellt.

Diese Ermittlung gilt zunächst ohne Berücksichtigung des Nutenlängsflusses. Um diesen zu berücksichtigen, wird zunächst der tatsächlich vorhandene, mit der Zahnhöhe veränderliche Nutenlängsfluß durch einen äquivalenten, längs der Zahnhöhe konstanten Längsfluß ersetzt und dieser unter Berücksichtigung des Nut Zahnverhältnisses als Scherungsgerade im Nomogramm berücksichtigt. Die Konstruktion ist im Prinzip ähnlich jener, die Richter angegeben hat, um aus der scheinbaren Zahninduktion die wirkliche Zahnin-

duktion zu ermitteln. Es gelingt damit dem Verfasser, für alle keilförmigen Zahnkörper und für alle Verhältnisse der Nutbreite zur Zahnbreite die mittlere Feldstärke längs der Zahnhöhe in Abhängigkeit von der Zahninduktion an der breitesten Stelle des Zahnes ein für allemal anzugeben.

Die weiteren Abschnitte des Buches beinhalten die Erweiterung dieses Prinzips auf nicht keilförmige Zahnkörper, auf zusammengesetzte Zahnkörper, auf den Luftspalt-Zahnbereich bei veränderlichem Luftspalt, auf den Einfluß gesättigter Polspitzen bei Gleichstrommaschinen (die ganze Darstellung bezieht sich in erster Linie auf Gleichstrommaschinen), schließlich werden noch Hinweise für die Berechnung der Zahnsättigungszusatzverluste und der Kommutierungszusatzverluste gegeben.

Die Darstellung ist durchwegs klar und durch zahlreiche Zahlenbeispiele ergänzt, erfordert aber, wie jede neuartige Darstellung, die Mitarbeit beim Leser. Das Buch bringt neuartige Gesichtspunkte und sollte in keinem Berechnungs- oder Studienbüro fehlen.

R. STIX

DK 621.34

Elektrische Antriebe. Von ADOLF LEONHARD. Zweite, umgearbeitete und erweiterte Auflage. Mit 259 Abb. und 283 Seiten. Stuttgart: Ferdinand Enke Verlag. 1959. Geheftet DM 40,—, Ganzleinen DM 43,—.

Die Zahl der Bücher über elektrische Antriebe ist nicht sehr groß. Das Buch von Prof. Leonhard hat in dieser Reihe seit dem Erscheinen der ersten Auflage im Jahre 1949 immer einen guten Platz eingenommen. Ist es doch aus Hochschulvorlesungen hervorgegangen und als Erweiterung und Ergänzung dieser Vorlesungen geplant worden. Für die Vorlesungen über die elektrischen Antriebe steht leider nur eine kleine Stundenanzahl zur Verfügung, so daß nur die Grundlagen gebracht werden können. Ein Student aber, der sich in das Gebiet vertiefen will, braucht dazu mit Rücksicht auf die sowieso große Belastung durch den Studienplan ein Buch nicht zu großen Umfanges und insbesondere Berechnungsbeispiele. Diesem Wunsche kommt das Buch von Prof. Leonhard entgegen.

Es geht vom Motor-, Widerstands- und Beschleunigungsmoment aus, behandelt den Bewegungsvorgang rechnerisch und graphisch und wendet sich dann der Ermittlung der Motorgröße zu. In der neuen Auflage wird nun den Antriebsmaschinen, vor allem der Synchron- und Induktionsmaschine mehr Platz gewidmet, um es dem Belehrung Suchenden zu ersparen, nach Büchern über die elektrischen Maschinen greifen zu müssen. So umfaßt jetzt z. B. die theoretische Behandlung der Induktionsmaschine 30 Seiten. Der Schaltung von elektrischen Antrieben ist ein eigener Abschnitt gewidmet, der durch einen neu aufgenommenen Unterabschnitt über Steuerung und Regelung eingeleitet wird. Den Schluß bilden Beispiele aus der Antriebstechnik, die gegenüber der ersten Auflage um die elektrischen Bahnen vermehrt wurden.

Ein Anhang bringt Schaltungs- und Berechnungsaufgaben. Und zwar werden vorgetragen: eine Schützensteuerung, ein Lastaufzug, ein Zentrifugalantrieb, Förderanlagen, ein Walzwerksantrieb, ein Lüfter-Schleuderprüfstand, ein Antrieb eines Kolbenkompressors, ein Antrieb einer Brikettpresse, ein Leonardantrieb und ein Aufzug mit Geschwindigkeitsregelung.

Ein Verzeichnis des Schrifttums mit 55 Ausführungen und ein Sachwörterverzeichnis beenden das Buch.

Diese Neuauflage wird sowohl den Studenten als auch den bereits in der Praxis tätigen Ingenieuren willkommen sein. Das Buch ist leicht verständlich geschrieben und übersichtlich zusammengestellt. Die Zeichnungen sind klar und deutlich. Die Ausstattung läßt keine Wünsche offen.

H. SEQUENZ

DK 621.34:629.12.066 (048.1)

Elektrische Antriebe auf Schiffen. VDE-Buchreihe Band 5. Herausgegeben vom Wissenschaftlichen Ausschuss des Verbandes Deutscher Elektrotechniker (VDE). 246 Seiten mit 191 Abb. Berlin: VDE-Verlag G.m.b.H. 1960. Halbleinen DM 28,—.

Es soll noch einmal betont werden, daß die Herausgabe dieser Bände der VDE-Buchreihe ein glückliches Unternehmen ist, dem ein guter Erfolg beschieden sein muß. Denn einerseits kann ein solcher Band auf einem engeren Fachgebiet die neuesten Fortschritte, Ausführungen, Bauarten usw. bringen, und andererseits kommen als Verfasser jene Fachleute zu Wort, die gerade berufsmäßig ein betreffendes Teilgebiet bearbeiten. Das macht die Darstellung des Stoffes so lebendig.

Diesmal hat eine Fachtagung über „Elektrische Antriebe auf Schiffen“ in Bremen in der Zeit vom 19. bis 21. Januar 1960 ihren Niederschlag im fünften Band gefunden, der nun vorliegt.

Die ersten Beiträge besprechen die typischen elektrischen Antriebe auf Schiffen und für Schiffe, die Behandlung der Umsteuerprobleme bei geregelten Schiffspropeller-Antrieben mit der Integrieranlage, neuartige Regeleinrichtungen auf Handels- und Arbeitsschiffen, und die Steuer- und Regelprobleme eines Trawlers mit Gleichstromzusatzbetrieb und dieselektrischer Kraftübertragung im Notbetrieb.

Die nächsten Aufsätze beschäftigen sich mit neuzeitlichen Antrieben für Kabelwinden, mit dem Antrieb von Ladeölpumpen auf Tankschiffen, mit modernen Steuer- und Regelverfahren für elektrische Antriebe bei Deckmaschinen, und mit dem neuen Zweikreisgenerator zur Leonardsteuerung von Ladewinden.

Zwei Abschnitte widmen sich den Schlupfkupplungen: ein neuer Gleichstrom-Propeller-Antrieb (Schlupfkupplung mit Hilfsmaschine) und der optimale Entwurf von Schlupfkupplungen mit dem elektronischen Digitalrechner.

Die letzten Vorträge betreffen moderne Anschauungen über den Bürstenkontakt, die Riefenbildung an Stromwendern in Bürstmaschinenräumen und die Lebensdauer von Kohlebürsten.

Wie man sieht, wendet sich das Buch nicht nur an den Antriebs- und Regeltechniker, sondern auch an den Elektromaschinenbauer. Sie alle werden es mit Gewinn lesen.

H. SEQUENZ

DK 621.791.75 (048.1)

Die Lichtbogen-Schweißmaschinen. Von Th. KÖNIGSHOFER. 2. Auflage. 63 Seiten. Berlin: Technischer Verlag Herbert Cram. 1960. DM 6,20.

Das Büchlein von Th. Königshofer wird jetzt bereits in einer 2. erweiterten Auflage herausgegeben. Die ersten neun Kapitel wurden unverändert aus der 1. Auflage übernommen und in E und M, 73. Jg. (1956), H. 15/16, S. 402, besprochen.

Neu hinzugekommen ist als 10. Kapitel der Abschnitt über „Lichtbogenschweißgeräte für die Schutzgasschweißung“. Die spezifischen Schweißverfahren für diese Schweißart werden beschrieben, die Frage der Stromart und der Stromquellen eingehend behandelt und schließlich noch der Einsatz des Hochfrequenzgerätes erläutert.

Das Bändchen kann wiederum jedem, der sich einen ersten Überblick über das breite Arbeitsgebiet elektrischer Schweißung verschaffen will, empfohlen werden.

J. W. SCHROEDER

DK 621.317.755 (048.1)

Kathodenstrahl-Oszillografen — ihre Breitbandverstärker und Zeitablenkgeräte. Von GERHARD WOLF. 280 Seiten mit 227 Abb. (267 Einzelbildern), darunter 52 Oszillogrammen, und 3 Tabellen. München: Franzis-Verlag. 1960. Leinen DM 23,80.

Der Titel des in Rede stehenden Buches lautete besser Breitbandverstärker und Zeitablenkgeräte für Kathodenstrahloszillographen, denn abgesehen von den 5 Seiten, welche die Kathodenstrahlröhre als solche betreffen, und etwa einem Dutzend Seiten über die erforderliche Stromversorgung beschäftigt sich das Buch zur Gänze mit den Verstärkern für die Meßspannungen und mit der Zeitablenkung. Das Kernstück des Buches bilden zweifelsohne die Darstellung der Schaltungen und die Theorie der Breitbandverstärker. Es gelang dem Verfasser ihre Wirkungsweise und Dimensionierung an Hand von Ersatzschaltungen in einfacher, übersichtlicher und doch hinsichtlich aller wesentlicher Erscheinungen exakter Weise darzustellen, wobei natürlich die Gleichspannungsverstärker entsprechend bevorzugt behandelt wurden. Im Zusammenhang mit der Zeitablenkung wurden zuerst die Multivibratoren grundsätzlich erörtert und anschließend die wichtigsten praktischen Schaltungen, die zur Erzeugung der Zeitablenkspannung dienen. Schließlich finden auch die Helligkeitssteuerung des Kathodenstrahles sowie die Zeitmarkengeneratoren (Eindeckung von Zeitmarken) Erwähnung.

Dank der klaren Darstellungsweise ist das Buch sowohl geeignet, dem Ingenieur, der öfters mit Kathodenoszillographen als wichtigem Hilfsmittel der modernen Meßtechnik zu tun hat, die richtige Anwendung derselben zu erleichtern als auch eine wertvolle Einführung für den Oszillographen-Spezialisten zu bilden.

W. NOWOTNY

Mitteilungen

Ernennungen und Ehrungen

Unser Mitglied, Herr Dir. Dipl.-Ing. ALEXANDER KOTHBAUER, ist in der 50. Aufsichtsratssitzung der Tauernkraftwerke AG am 17. Mai 1961 als Vorstandsmitglied zurückgetreten, da er zum Vorstandsmitglied der Österreichischen Elektrizitätswirtschafts-AG berufen wurde.

Unser Mitglied, Herr Dipl.-Ing. FRIEDRICH NYVELT, wurde an Stelle von Herrn Dir. Alexander Kothbauer in den Vorstand der Tauernkraftwerke berufen.

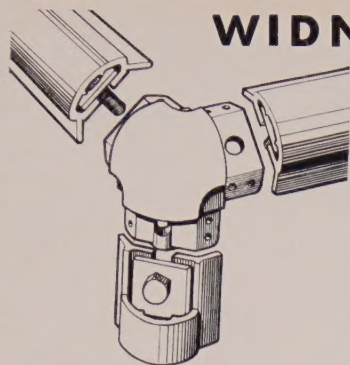
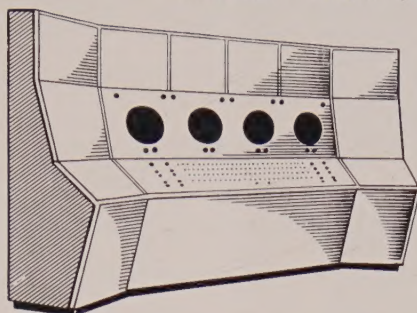
Berichtigung der Ernennungen und Ehrungen, E und M, 73. Jg. (1961), H. 10, S. 368.

Herr tit. a. o. Prof. Dir. Dipl.-Ing. Dr. techn. GUSTAV MARKT, der zum Dr.-Ing. E.h. der Technischen Hochschule München ernannt wurde, ist nicht, wie irrtümlich angegeben wurde, Mitglied, sondern seit unserer 75-Jahrfeier Ehrenmitglied des ÖVE.

Anschriften der Verfasser der Aufsätze dieses Heftes:

Dipl.-Ing. Dr. Volker Fritsch, Versuchsanstalt für Geoelektrik und Blitzschutz, Wien III, Arsenal, Objekt 3.
Prof. Dr. O. Benedikt, Budapest IX, Fadrusz u. 18, Ungarn.
Dipl.-Ing. Kuno Spaderna, 82 Bond Street, Worcester, USA.

Eigentümer und Herausgeber: Österreichischer Verband für Elektrotechnik (Elektrotechnischer Verein Österreichs), Wien I, Eschenbachgasse 9, Fernruf 57 63 73 Serie. — Verleger: Springer-Verlag, Wien I, Mülkerbastei 5. — Schriftleiter: Heinrich Sequenz und Friedrich Smola, Wien I, Eschenbachgasse 9. — Für den Textteil verantwortlich: Heinrich Sequenz, Wien I, Eschenbachgasse 9. — Für den Anzeigenteil verantwortlich: Alois Hailwax, Wien III, Paracelsusgasse 8. — Druck: Paul Gerin, Wien II, Zirkusgasse 13

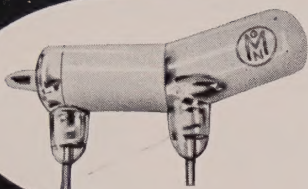
WIDNEY-DORLEC-GEHÄUSEBAU-TEILEFÜR SERIENBAU UND SONDERKONSTRUKTIONEN
MINIATUR-, LEICHTE-, STANDARD- UND SCHVERAUSFÜHRUNGBEWÄHRT IN 43 LÄNDERN
DER WELT

ALLEINVERTRIEB UND LAGER:

-PI-MO-**K. PIRKER & CO. O.H.G.**

WIEN VI, MOLLARDGASSE 64

TEL. 57 42 65

KÖHLER, MUTH & CO
NÜRNBERG**QUECKSILBER-
SCHALTER**

Adalbert Dvorzak, Wien VI, Österreich

Motorkondensatorenfür Einphasen-Kondensatormotoren
und für Anschluß von Drehstrom-
motoren an das Einphasennetz**Kondensatoren**
für Leuchtstoffröhren
**Niederspannungs-Blindstrom-
Kondensatoren**

Kondensatorenfabrik

Dr. KÖNIG & Co.

Wien VII, Kaiserstraße 40

Tel. 44 63 94

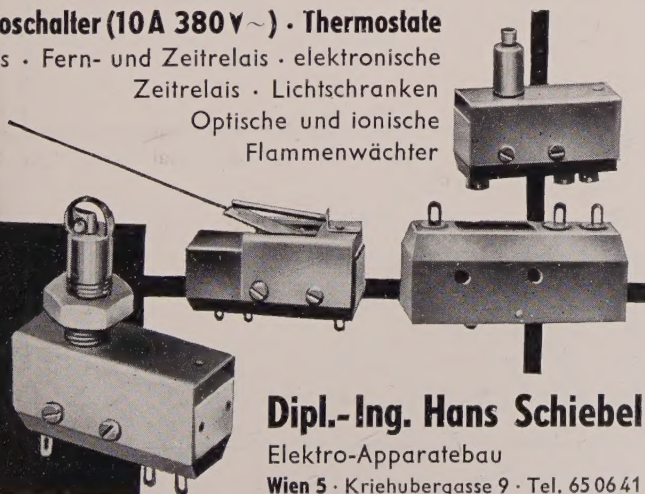
Mikroschalter (10A 380V~) · Thermostate

Relais · Fern- und Zeitrelais · elektronische

Zeitrelais · Lichtschranken

Optische und ionische

Flammenwächter

**Dipl.-Ing. Hans Schiebel**

Elektro-Apparatebau

Wien 5 · Kriehubergasse 9 · Tel. 65 06 41

ENDSCHALTER**Universal-Reihe, Einbauform und
gußgekapselt**15 Amp. / 500 V~,
Schutzart P 00, P 30, P 43 und P 54,
nachträglich ohne Werkzeug verstell-
bare Reinsilber-Kontakte. Antriebe
untereinander austauschbar. (Stößel
Rollenhebel, Kipphebel) 1- bis 4-polig.
Kontaktüberdeckung, Staffellung und
Wischeffekt nachträglich einstellbar.
Auch in Ausführung nach CSA-Vorschrift
für Kanada.**Universal-Reihe, Einbauform und
gußgekapselt**6 Amp. / 380 V~,
Schutzart P 00, P 30 und P 54,
mit 2 oder 4 doppelt unterbrechenden
Reinsilber-Tastkontakten, die wahlweise
als Schließer oder Öffner eingestellt
werden können. Betätigung
durch Stößel oder verschiedene
Rollenhebel.**SCHMERSAL**

Vertrieb für Österreich:

ADOLF KRANZL

WIEN IV, RESSELGASSE 5

Telefon 65 06 76

Fernschreiber 01-2262

GALVANISIERUNGSANLAGENSCHLEIF-UND POLIERMITTEL
LOTMITTELENTROSTUNGS-UND
ROSTSCHUTZMITTEL
INDUSTRIE-REINIGER**GALVAPOL**

WIEN 7, ZIEGLERGASSE 5 · 44 31 30

GRAND-HOTEL PANHANS

(SEMMERING 1040 m)

Modernst ausgestattetes Haus mit neuen Appartements, Gesellschaftsräumen, Wintergarten, Liegeterrassen, Bar, Hotelkino, Garagen

Schwechater Bierstuben (bürgerl. Restaurant)

Panhans-Weindiele, täglich Stimmungs- und Tanzmusik

Temperiertes Alpenstrandbad (im Sommer)

Maurisches Sprudelschwimmbad (im Winter)

Panhans-Gäste-Reiten

Panhans-Tennisplatz, resp. Eislaufplatz

Sessellift auf den Sonnwendstein, Hirschenkogel und Stuhleck ganzjährig in Betrieb

Tagespension, Wochenarrangements, Sonderarrangements für Tagungen und Veranstaltungen

GRAND-HOTEL PANHANS, Semmering: 02664/366—369, 485 • Fernschreiber: 01/676

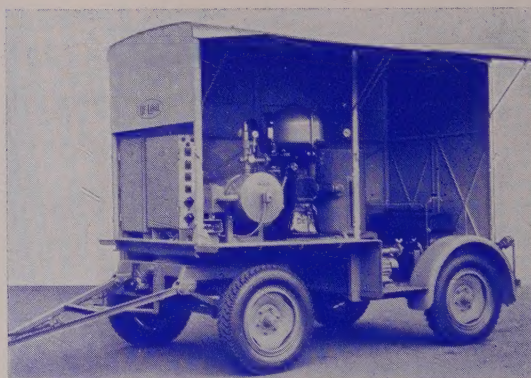


Hochvakuum-Separatoren-Aggregate

für universelle Isolierölbehandlung

Ölseparatoren-Anlagen

für die Reinigung von Schmier- und Reglerölen



Höchstleistungstypen eines transportablen De Laval Hochvakuum-Separatorenaggregates mit Filterpresse auf zweiachsigen Lastkraftwagenanhänger, zusammengebaut in unserer Wiener Fabrik

Ein Qualitätsbegriff auf der ganzen Welt

Bitte verlangen Sie unsere neuen Sonderbroschüren!



AKTIENGESELLSCHAFT
ALFA-LAVAL

INDUSTRIEABTEILUNG
WIEN XII, WIENERBERGSTRASSE 31, TEL. 54 46 11